

Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix

Load Bearing Behaviour of Filament Yarns
in a Cementitious Matrix

Von der Fakultät Bauingenieurwesen
der Technischen Universität Dresden
zur Erlangung der Würde eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte

Dissertation

vorgelegt von
Dipl.-Ing. Frank Jesse
geb. am 19. Februar 1971 in Görlitz

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. Manfred Curbach
Prof. Dr.-Ing. habil. Ulrich Häußler-Combe
Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Brameshuber

Tag der Verteidigung: 21. Dezember 2004

Für Flora.

Danksagung

Ich danke den Gutachtern Prof. Manfred Curbach, Prof. Ulrich Häußler-Combe und Prof. Wolfgang Brameshuber für die kritische Beurteilung dieser Arbeit. Mein besonderer Dank gilt Manfred für die Betreuung und Förderung während meiner Zeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Massivbau der Technischen Universität Dresden. Für die Förderung möchte ich auch der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) danken, die durch die Einrichtung des Sonderforschungsbereiches 528 „Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung“ die Voraussetzungen für die umfangreichen experimentellen Untersuchungen geschaffen hat.

Sodann geht ein großes Dankeschön an meine Familie, die mich in den vergangenen Jahren so tatkräftig unterstützt hat und vor allem durch ihr Verständnis in den letzten Wochen diese Arbeit erst ermöglicht hat.

Darüber hinaus haben eine ganze Reihe Einzelpersonen Anteil am Gelingen, und ich möchte sie hier dankend nennen:

- meinen Kollegen Dr.-Ing. Jens Tusche, auf dessen Hinweis ich mich um eine Anstellung als wissenschaftlicher Mitarbeiter in Dresden überhaupt erst beworben habe;
- meinen Kollegen Dr.-Ing. Dirk Proske für die Diskussion über alle Probleme zu FEM, Stochastik, Zuverlässigkeit, dem Leben, Vergangenheit und Zukunft;
- meinen Kollegen Lars Eckfeldt für seine rüganer Lebensweisheiten und Uli für die friesischen;
- meine Kollegen Harald Michler und Sebastian Ortlepp für die stete und unersetzliche Hilfe in allen technischen Belangen;
- meine Kollegin Kerstin Speck für die tröstenden Worte, wenn es mal nicht klappte, und die vielen fachlichen Hinweise;
- meine Kollegin Silke Scheerer für die süßen Diskussionen bei ungezählten Tafeln Schokolade á 300 g;
- Frau Dr. Katrin Thielsch für die Beratung und Unterstützung bei den spannungsoptischen Untersuchungen;
- Stefan Weise für die Zusammenarbeit bei der Entwicklung der Matrix-Rezeptur und den dazu notwendigen Versuchsreihen sowie der Hilfe bei vielen kleinen versuchstechnischen Herausforderungen;
- Rainer Hempel und seinen Mitarbeitern für die Unterstützung bei zahlreichen experimentellen Untersuchungen und für die Diskussion zu allen Fragen der Chemie im Beton und der Verbundeigenschaften;
- Maik Richter und Ingolf Lepenies für die Diskussionen rund um die Verbundeigenschaften und die passenden mechanischen Modelle;

- meinen Kollegen Patrick Pröchtel für das Bereitstellen von viel heißem Wasser für die zahlreichen Capuccinos an den langen Arbeitstagen vor der Fertigstellung und für die Erziehung zu mehr Ordnung;
- natürlich auch die noch nicht genannten Mitarbeitern des Instituts;
- die Mitarbeiter des Otto-Mohr-Labors, vor allem Frau Dietz, Frau Hering, Herr Rughöfft, Herr Belger, Herr Polke und Frau Sonntag;
- die Diplomanden Sirko Hinze, Martin Rammelt, André Glöckner, René Stöckhardt;
- die studentischen Hilfskräfte (Hiwi's) während der Laufzeit des Forschungsprojektes: Ammar Al-Jamous, Ralf Baumann, Regine Beyer (die zuletzt meine Kollegin wurde und ein eigenes Teilthema im SFB 528 bearbeitet), Silvio Weiland (der jetzt auch mein Kollege ist und auch am SFB 528 beteiligt ist), Rene Erlich, Danilo Fiedler, André Grämer, Sebastian Hetzel, Mirko Hunger, Sven Jakubetz, Stefan Jentsch, Anja Lorenz, Lu Tongkui, Cornelius Oesterlee, Carsten Pohl, Matthias Räck, Nicolle Radtke, Sebastian Riegel, Matthias Stein, Jörg Wessolek, Alexander Zscheyge, Thomas Kopp, ...;

Dresden, im September 2004

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Was ist textilbewehrter Beton?	1
1.2	Fragestellung	5
1.3	Angewandte Methoden und Ergebnisse	6
2	Komponenten des Verbundwerkstoffes	9
2.1	Allgemeines	9
2.2	Feinbeton	9
2.2.1	Begriff	9
2.2.2	Zusammensetzung	10
2.2.3	Herstellung und Lagerungsregime	12
2.2.4	Festbetoneigenschaften	13
2.3	Übersicht zu Fasern für Betonbewehrung	15
2.4	Glasfasern	18
2.4.1	Allgemeines	18
2.4.2	Eigenschaften	20
2.4.2.1	Elastizitätsmodul	20
2.4.2.2	Dichte	22
2.4.2.3	Querschnittsfläche	22
2.4.2.4	Zugfestigkeit	23
2.4.3	Spannungs-Dehnungs-Linie	28
2.5	Textilien	30
2.5.1	Allgemeines	30
2.5.2	Bindungsarten	32
2.5.3	Eigenschaften	34
3	Experimentelle Methoden	37
3.1	Einaxiale Zugversuche am Dehnkörper	37
3.1.1	Allgemeines	37
3.1.2	Bemerkungen zu Auszugversuchen	38
3.1.3	Stand des Wissens	41
3.1.4	Versuchsaufbau	46
3.1.4.1	Betonrezeptur	46
3.1.4.2	Probekörpergeometrie	47
3.1.4.3	Herstellung	48
3.1.4.4	Lagerung	49
3.1.4.5	Lasteinleitung	50
3.1.4.6	Versuchsdurchführung	51

3.1.4.7	Messgrößen	52
3.1.4.8	Betoneigenschaften an gesonderten Prüfkörpern	53
3.1.5	Kritik am Versuchsaufbau	53
3.1.5.1	Allgemeines	53
3.1.5.2	Herstellungstechnologie	54
3.1.5.3	Probengeometrie	57
3.1.5.4	Konstruktion der Lasteinleitung	58
3.1.5.5	Verankerungslänge der Fasern	61
3.1.6	Versuchsauswertung	62
3.2	Bestimmung Faserumfang, Faserquerschnittsfläche	65
3.2.1	Grundsätzliche Überlegungen	65
3.2.2	Maßstabeffekt	72
3.2.2.1	Problemstellung	72
3.2.2.2	Grenzwerte	76
3.2.2.3	Analytische Untersuchung	76
3.2.2.4	Untersuchung durch Simulation	82
3.2.2.5	Ergebnisse	83
3.2.2.6	Bewertung und Schlussfolgerungen	87
3.2.3	Einfluss der optischen Abbildungsbedingungen	88
3.2.4	Wahl des Schwellwertes	92
3.2.5	Filterfunktion für Alterungseinflüsse	95
3.2.6	Filterung von Bildstörungen	99
3.2.7	Empfehlungen für die Anwendung	101
3.2.8	Einige Bemerkungen zu Arbeiten Dritter	102
3.3	Erfassung des Rissbildes	104
3.3.1	Klassische Methode	104
3.3.2	Farbeindringverfahren	105
3.3.3	Digitale Nahfeldphotogrammetrie	106
4	Tragverhalten mit unidirektionalen Endlosfasern	109
4.1	Stand des Wissens	109
4.2	Versuchsprogramm	112
4.3	Zustand I (ungerissen)	113
4.3.1	Stand des Wissens	113
4.3.2	Ergebnisse und Diskussion	114
4.3.3	Schlussfolgerungen	117
4.4	Übergang Zustand I in Zustand II (Erstrisslast)	118
4.4.1	Stand des Wissens	118
4.4.2	Ergebnisse und Diskussion	120
4.4.3	Schlussfolgerungen	129
4.5	Mehrfache Rissbildung (Zustand IIa)	129
4.5.1	Stand des Wissens	129
4.5.2	Ergebnisse und Diskussion	132
4.5.3	Schlussfolgerungen	132
4.6	Übergang Zustand IIa/IIb	133
4.6.1	Stand des Wissens	133

4.6.2	Ergebnisse und Diskussion	134
4.6.3	Schlussfolgerungen	138
4.7	Abgeschlossene Rissbildung (Zustand IIb)	139
4.7.1	Stand des Wissens	139
4.7.2	Ergebnisse und Diskussion	140
4.7.3	Schlussfolgerungen	148
4.8	Bruch	151
4.8.1	Stand des Wissens	151
4.8.1.1	Faserbewehrte Betone	151
4.8.1.2	Materialspezifische Abhängigkeiten	152
4.8.2	Ergebnisse und Diskussion	153
4.8.2.1	Allgemeines	153
4.8.2.2	Versagensbild	154
4.8.2.3	Brutto-Faserfestigkeiten	156
4.8.2.4	Netto-Faserbruchspannungen	156
4.8.2.5	Vorhersage eines duktilen Versagens	163
4.8.3	Schlussfolgerungen	164
4.9	Einfluss des Winkels	167
4.9.1	Stand des Wissens	167
4.9.2	Ergebnisse und Diskussion	170
4.9.3	Effektive Probenbreite	171
4.9.4	Schlussfolgerungen	174
4.10	Verbundeigenschaften	178
4.10.1	Stand des Wissens	178
4.10.2	Experimentelle Untersuchungen und Diskussion	181
4.10.3	Schlussfolgerungen	183
4.10.4	Bemerkungen zu anderen Versuchsanordnungen	185
5	Tragverhalten mit textiler Bewehrung	189
5.1	Stand des Wissens	189
5.2	Spannungs-Dehnungs-Linie	193
5.3	Zustand I	193
5.3.1	Stand des Wissens	193
5.3.2	Ergebnisse und Diskussion	194
5.3.3	Schlussfolgerungen	197
5.4	Prozess der Rissbildung	198
5.4.1	Stand des Wissens	198
5.4.2	Ergebnisse und Diskussion	199
5.4.2.1	Übergang Zustand I/IIa (Erstrissbildung)	199
5.4.2.2	Zustand IIa (mehrfache Rissbildung)	202
5.4.2.3	Übergang Zustand IIa/IIb	204
5.4.3	Schlussfolgerungen	207
5.5	Zustand IIb (abgeschlossene Rissbildung)	211
5.5.1	Stand des Wissens	211
5.5.2	Ergebnisse und Diskussion	211
5.5.3	Schlussfolgerungen	215

5.6	Bruch (ULS)	216
5.6.1	Stand des Wissens	216
5.6.2	Ergebnisse und Diskussion	217
5.6.3	Lokalisierung des Versagens an den Querfäden	220
5.6.4	Einfluss von Verbundstörungen	220
5.6.5	Welligkeit in Längsrichtung	225
5.6.6	Umschnürung	228
5.6.7	Betontechnologische Verarbeitung	229
5.7	Verbundverhalten von Textilbeton	234
5.7.1	Stand des Wissens	234
5.7.2	Ergebnisse und Diskussion	235
5.7.2.1	Mittlere Rissabstände	235
5.7.2.2	Bezogene Verbundkräfte	237
5.7.2.3	Verbundspannungen	240
5.7.3	Schlussfolgerungen	242
5.8	Untersuchungen an Dünnschliffen	246
5.8.1	Stand des Wissens	246
5.8.2	Ergebnisse und Diskussion	247
5.8.3	Schlussfolgerungen	253
6	Überlegungen zur theoretischen Modellierung	255
6.1	Stand des Wissens	255
6.1.1	Zu berücksichtigende Phänomene	255
6.1.2	Verfügbare Modelle	259
6.2	Modifizierung des ACK-Modells	266
6.2.1	Einleitung	266
6.2.2	Defizite des ACK-Modells	267
6.2.3	Erweiterung des ACK-Modells	268
7	Hinweise zur Optimierung des Textilbetons	271
7.1	Gegenwärtige Situation (Stand des Wissens)	271
7.2	Einflussgrößen	272
7.2.1	Allgemeines	272
7.2.2	Einflüsse auf das Tragverhalten	274
7.2.3	Verarbeitungsrelevante Einflüsse	277
7.2.4	Lösungsstrategie	278
7.3	Erste Ergebnisse	279
8	Zusammenfassung, offene Fragen und Ausblick	283
8.1	Zusammenfassung	283
8.2	Offene Fragen und Ausblick	285
9	Literaturverzeichnis	289

A	Probekörpervorverformungen	307
A.1	Einleitung	307
A.2	Mathematische Beschreibung	307
A.3	Ergebnis	310
A.4	Schlussfolgerungen	310
B	Technische Angaben zu den Fasern	313
C	Technische Angaben zu den Textilien	315
D	Messergebnisse der Dünnschliffuntersuchungen	329
E	Theoretische Spannungs-Dehnungs-Linien	333
E.1	Einzelrissbild und mehrfache Rissbildung	333
E.2	Fall ohne Verbund (ACK-Theorie)	333
E.2.1	Einleitung	333
E.2.2	Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie	334
E.2.2.1	Bei Belastung	334
E.2.2.2	Bei Entlastung	337
E.2.2.3	Bei Ent- und Wiederbelastung	339
E.3	Fall mit Verbund (AK-Theorie)	341
E.4	Theorie von Ohno und Hannant (OH-Theorie)	343
E.4.1	Einleitung	343
E.4.2	Gleichungssystem für Punkt B	344
E.4.3	Gleichungssystem für Punkt C	346
E.4.4	Erweiterung des Modells	347
E.4.5	Bemerkungen	347
F	Formelzeichen	351

1 Einleitung

1.1 Was ist textilbewehrter Beton?

Die positive Wirkung von Fasern ist altbekannt. Beispielhaft sei hier die Verwendung von Stroh bei der Herstellung von Ziegeln aus Lehm oder das Beimengen von Tierhaaren bei Putzen und Mörteln genannt (CURBACH ET AL. [1]). Auch viele moderne Baustoffe nutzen Fasern zur Verbesserung der Eigenschaften. Mengenmäßig ist Beton seit mehr als 100 Jahren ein außerordentlich erfolgreicher Baustoff. Den Markt dominiert dabei der Stahlbetonbau. Doch auch für den Beton gibt es zahlreiche Einsatzgebiete, bei denen das Potential von Fasern genutzt wird.

Kurzfaserbeton ist die bedeutendste Anwendung für Fasern im Beton. Technologisch bedingt liegt die Obergrenze für den Fasergehalt bei etwa 6 Vol.-%. Bei höheren Volumengehalten konnte nach WU & LI [2] aufgrund zunehmend schlechterer Verarbeitbarkeit keine Verbesserung der Eigenschaften mehr beobachtet werden. Die Fasern sorgen für eine feine Verteilung des Rissbildes und bewältigen diese Aufgabe mit ihrer sehr hohen spezifischen Oberfläche effektiver als die übliche Stabstahlbewehrung. Nach ZHANG & LI [3] können Fasern die Schwindeigenschaften von Beton verbessern, indem sie durch den Verbund entgegengerichtete Kräfte übernehmen. Der Effekt nimmt mit steigendem E-Modul der Fasern und steigendem Faservolumengehalt zu. Da Kurzfasern meist zufällig verteilt vorliegen, ist für die Aufnahme von Kräften in eine bestimmte Richtung nur ein Bruchteil der Fasern optimal ausgerichtet. Dadurch und durch die technologisch bedingte Obergrenze für den Faservolumengehalt ist eine Steigerung der Tragfähigkeit auf Zug nicht im nennenswerten Umfang möglich. Die Wirkung beschränkt sich auf eine – wenn auch deutliche – Verbesserung des Nachbruchverhaltens.

Die effektive Übertragung von Kräften wird bei Kurzfaserbeton durch die quasi zufällige Ausrichtung und die kurze Länge der Fasern begrenzt. Die Ausrichtung lässt sich durch das Herstellungsverfahren nur bedingt steuern. Da die Faserlänge so gewählt wird, dass die Fasern bei Belastung ausgezogen werden, wird ein sehr großes Arbeitsvermögen erreicht. Die Festigkeit der Fasern kann aber mit diesem Prinzip nicht ausgenutzt werden. Meist verwendetes Material für Faserbeton war Asbest. Er ist sehr preiswert und hat hervorragende mechanische Eigenschaften. Aufgrund seiner karzinogenen Wirkung ist die Verwendung in Deutschland und vielen anderen Ländern nicht mehr gestattet. In den zurückliegenden Jahrzehnten wurden viele neue, künstlich hergestellte Fasern für den Einsatz im Beton entwickelt. Dazu zählen auch Fasern aus sogenanntem alkali-resistentem Glas (AR-Glas) und Carbonfasern.

Durch die Verwendung endloser Fasern und deren beanspruchungsgerechter Orientierung kann die Effektivität der Lastabtragung gegenüber Kurzfasern erheblich gesteigert werden (siehe bspw. HIRAI [4], HALM [5] oder PACHOW [6]). Die textile Verarbeitung der Fasern eröffnet einen wirtschaftlichen Weg, diese Idee zu realisieren. Seit einigen

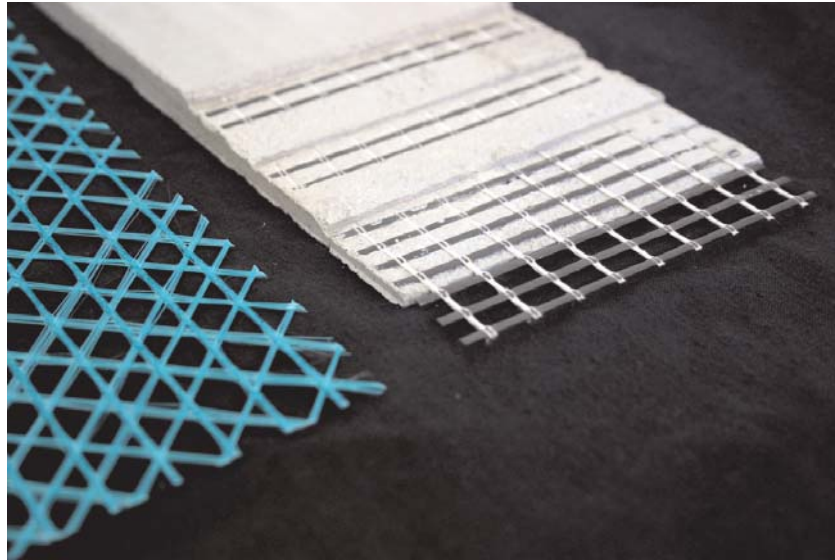


Bild 1.1: Multiaxiale textile Bewehrung (links) und textilbewehrter Beton mit einem biaxialen Gelege (rechts)

Jahren ist es möglich, Glas-, Carbon- und andere Hochleistungsfasern mit Hilfe der Textiltechnik so zu flächigen Strukturen zu verarbeiten, dass sie sich als Bewehrung für Betonbauteile eignen. Sie ermöglichen den belastungsorientierten Einbau der Fasern in den Beton als offene netzartige Strukturen. Dadurch wird die Bewehrung gegenüber Kurzfaserbewehrung wesentlich effektiver. Der entstehende Verbundwerkstoff wird als *textilbewehrter Beton* bezeichnet (Bild 1.1). Entstanden ist er aus der Idee, die positiven Eigenschaften von Fasern als Betonbewehrung und die im Faserverbundkunststoffbau beanspruchungsgerechte Anordnung der Fasern im Bauteil miteinander zu verbinden. Bei den Faserverbundkunststoffen werden so hergestellte Bewehrungen seit Jahrzehnten erfolgreich angewandt.

Bei Verwendung von Stahl als Werkstoff für die textilen Strukturen entsteht der sogenannte *Ferrocement*¹. Nach NAAMAN ist Ferrozement der Anfang des Stahlbetons, dem heute meistverwendeten Konstruktionsmaterial der Welt. Die Bauteile von LAMBOT und MONIER, die den Ursprung des heutigen Stahlbetons begründen, sind die ersten Anwendungen des Ferrocements (siehe Bild 1.2). Die beiden Pioniere verwendeten Netzwerke aus dünnen Eisendrähten als Bewehrung. Sie erkannten darüber hinaus die Möglichkeit, durch eine geschickte Anordnung der Bewehrungselemente größere Kräfte zu übertragen, wenn auch vorerst nur auf empirischer Basis.

Nach NAAMAN [8] ist die Größenordnung der Unterschied zwischen Ferrozement und Stahlbeton. Die Zuschlagkörner von Ferrozement sind wesentlich kleiner als bei Stahlbeton, so dass sie die feinen Bewehrungsnetze vollständig umhüllen können. Moderne Ferrozement-Bauteile sind generell dünner als 25 mm, können aber Dicken bis zu 50 mm erreichen. Da in einigen Fällen die Bewehrungsnetze durch textile Verarbeitungstechni-

¹Der Begriff ist in Deutschland weniger bekannt. Unter *Ferrocement* versteht man die Verwendung von Bewehrungsnetzen aus Stahl in Form von Geweben, Schweißgittern, Streckmetallen, Gelegen und vielen anderen Varianten.

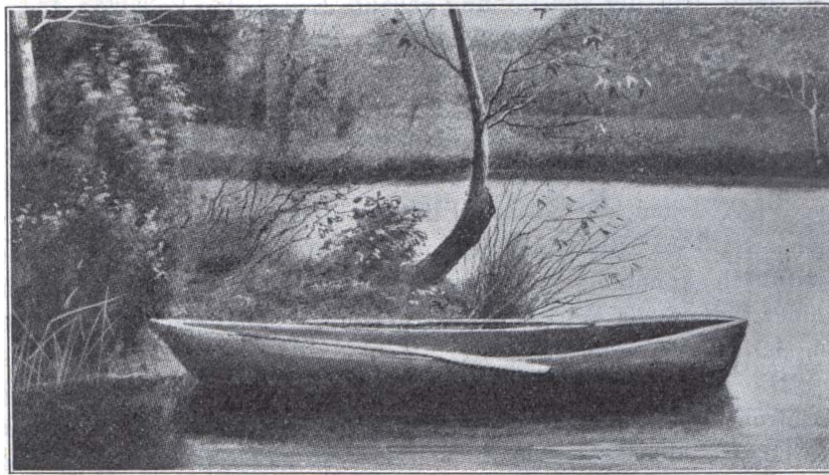


Bild 1.2: „Schiff aus Eisenbeton“ von LAMBOT aus dem Jahr 1853 (entnommen aus [7])

ken entstehen (z. B. Gewebe oder geschweißte Gitter), könnte man so bewehrten Beton ebenfalls als textilbewehrten Beton bezeichnen.

Das ACI-Committee 549 definiert den Ferrozement im State-of-the-Art-Report von 1980 wie folgt [8]:

Ferrocement is a type of thin wall reinforced concrete commonly constructed of hydraulic cement mortar reinforced with costly layers of continuous and relatively small size wire mesh. The mesh may be made of metallic or other suitable materials.

Demnach würde der in dieser Arbeit behandelte Verbundbaustoff – für den in Dresden und Aachen der Begriff „textilbewehrter Beton“ geprägt wurde – unter diese Definition fallen.

Entsprechend den gesammelten Erfahrungen sind beim Textilbeton Bauteildicken von wenigen Millimetern ohne weiteres realisierbar. Das wird möglich, da Fasern aus AR-Glas oder Carbon deutlich höhere Festigkeiten als Stahlfasern haben. Andererseits wird die Funktion des Betons zum Korrosionsschutz der Bewehrung nicht benötigt und durch die feinen Fasern bzw. Faserbündel ist auch eine viel geringere Betondeckung zur Einleitung der Verbundkräfte erforderlich. Die verwendeten Fasern benötigen das basische Milieu des Betons nicht, um einen dauerhaften Korrosionsschutz zu gewährleisten. Für Stahlbeton ergibt sich nach den gültigen Vorschriften unter günstigsten Bedingungen eine konstruktiv bedingte Mindestdicke von etwa 5 cm. Mit so *dicken* Bauteilen wird der Anwendungsbereich des textilbewehrten Betons schon wieder verlassen.

Bei den Fasern gibt es eine Vielzahl an verfügbaren Produkten, die sich in ihren Eigenschaften erheblich unterscheiden. Die Variationsmöglichkeiten sind sehr vielfältig. Bei den in dieser Arbeit verwendeten Fasern handelt es sich um Filamentgarne aus AR-Glas. Das heißt, die Faser ist ein Bündel aus mehreren hundert bis tausend einzelnen Elementarfasern mit sehr kleinem Durchmesser, den sogenannten Filamenten. Bei der Verarbeitung dieser Faserbündel (Filamentgarne) zu Textilien werden die geometrischen

Eigenschaften der Filamentgarne teilweise sehr stark beeinflusst. Doch auch das Flächenbildungsverfahren selbst ist charakterisiert durch Merkmale, die das Verbundverhalten zwischen Fasern und Beton verändern. Es gibt eine Vielzahl von Einflüssen aus dem Faserwerkstoff, dem Faseraufbau und der textilen Verarbeitung, die das Verbundverhalten bestimmen. Hinzu kommen noch Einflüsse aus der Betonzusammensetzung und dem Betonierverfahren sowie den Umgebungsbedingungen während der Erhärtung.

Sowohl Glas als auch Beton sind anorganisch-nichtmetallische Werkstoffe. Aufgrund ihres Aufbaus (Ionenbindung und Atombindung) ist eine plastische Verformbarkeit wie bei Metallen nicht begründbar, denn bei Verschiebungen innerhalb des Gitters stehen sich sofort gleichgeladene Bausteine gegenüber, die sich abstoßen. Trotzdem kann aus diesen beiden spröden Werkstoffen ein duktileres Material entstehen, ein sogenanntes pseudoplastisches Material, wobei der englische Begriff „pseudo-strain hardening“ (Abk. PSH) die Form der Spannungs-Dehnungs-Linie zutreffender beschreibt. In dieser Arbeit wird eine Auswahl dieser Faktoren hinsichtlich der Auswirkungen auf das Kraft-Verformungsverhalten des Verbundwerkstoffes untersucht.

Trotz aller Euphorie über die Möglichkeiten, die sich mit der Anwendung des textilbewehrten Betons ergeben: Er wird den erfolgreichsten Baustoff dieses Jahrhunderts, den Stahlbeton, auf keinen Fall ersetzen. Vielmehr wird erwartet, dass er das Anwendungsgebiet des Betonbaus hin zu dünneren und schlankeren, bewehrten Bauteilen erweitert, um so neue Anwendungen zu erschließen. Das bestätigen erste Ideen für die Anwendung:

- KOLSCH [9, 10] berichtet über ein System zur Mauerwerksverstärkung mit Kohlenstoffgeweben in einer zementgebundenen Matrix.
- Endlose fibrillierte PP-Fasern werden in Welldachplatten eingesetzt (HANNANT & MAGNANI [11]).
- Auf der Internationalen Tech-Textil-Messe wurde ein integriertes Schalungssystem aus textilbewehrtem Beton² prämiert. Möglich ist demnach die Herstellung von verlorenen Schalungen für herkömmliche Aufgaben des Stahlbeton-Skelettbaus aus Ortbeton, aber auch anderen, mit klassischer Schalungstechnik schwierig herzustellenden Formen.
- Die Fa. Betomax (Deutschland) wirbt für verlorene Schalungselemente, die textile Bewehrungen oder Endlosfasern als Bewehrung enthalten³.
- FRIEDRICH [12] berichtet von der Herstellung textilbewehrter Fertigteile mit in eine geschlossene Schalung injiziertem Feinbeton.
- Für Biegebewehrung in Balken bzw. als Durchstanzbewehrung in Platten verwendeten ZIA, AHMAD ET AL. [13, 14] thermisch gebundene dreidimensionale Strukturen aus Carbonfasern mit 48000 Filamenten á 8 μm und einer Querschnittsfläche von 1,85 mm².

²Nähere Informationen gibt es unter <http://www.bivako.de>.

³Produktinformation im Bauingenieur 75 (2000), Februar-Heft

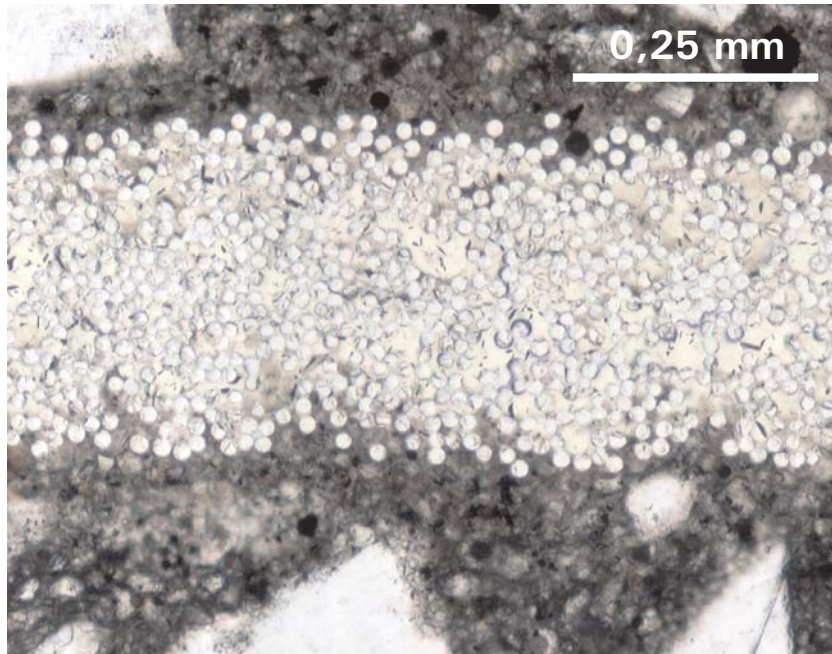


Bild 1.3: Detailaufnahme eines Filamentgarnes aus 2000 Filamenten mit einem Durchmesser von etwa 20 μm in einer Feinbetonmatrix

Auch die Kombination textiler Bewehrung mit klassischem Stahlbeton ist schon erprobt. WÖRNER [15, 16, 17] hat sich mit der Wirkung textiler Bewehrung als oberflächennahe Bewehrung zur Rissbreitenbeschränkung in Stahlbetonbauteilen beschäftigt. Aktuell laufende Forschungsvorhaben an der RWTH Aachen untersuchen textile Bewehrungen aus laminierten Carbonfasern zur Rissbreitenbeschränkung in Bodenplatten aus selbstverdichtendem Beton (SVB).

1.2 Fragestellung

Textilbewehrter Beton ist ein Verbundwerkstoff. Er besteht aus zwei Komponenten, der Matrix und der Bewehrung. Als Matrix kommt ein geeignet zusammengesetzter Beton zur Anwendung und als Bewehrung Fasern, die mit Hilfe der Textiltechnik zu flächigen oder räumlichen Strukturen verarbeitet wurden. Als Fasern werden in dieser Arbeit Filamentgarne aus AR-Glas verwendet. Die mehreren hundert bis tausend Elementarfasern in den Bündeln stehen untereinander über Verbundkräfte in Kontakt, siehe Bild 1.3. Textilbeton ist also genau genommen ein Verbundwerkstoff im Verbundwerkstoff.

Das Verhalten eines Verbundwerkstoffes lässt sich im Allgemeinen nicht allein aus der Kenntnis der Spannungs-Dehnungs-Linie der Ausgangsstoffe herleiten. Es wird von den Eigenschaften der Grenzfläche zwischen den Komponenten, den Verbundeigenschaften, bestimmt. Im Vergleich mit anderen Materialien handelt es sich beim Textilbeton um einen äußerst komplexen Werkstoff. Die Verbundeigenschaften werden durch die Materialeigenschaften (Festigkeit, Verformungsverhalten) der Fasern und des Betons, aber vor allem durch die Eigenschaften der Grenzflächen zwischen den Komponenten bestimmt. Durch die textile Verarbeitung können alle diese Eigenschaften innerhalb eines großen

1 Einleitung

Wertebereiches verändert werden. Damit gibt es eine Vielzahl von Faktoren, die Einfluss auf das Tragverhalten des textilbewehrten Betons haben.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, möglichst viele Einflüsse zu erkennen (zu qualifizieren) und ihre Wirkung nachzuweisen (zu quantifizieren). Auf dieser Grundlage ist es anschließend möglich, Anforderungsprofile für neu zu entwickelnde Materialien zu formulieren bzw. die Auswirkungen von neuen Materialien auf das Verhalten des Verbundwerkstoffes vorweg abzuschätzen.

Ergebnis der Untersuchungen ist eine Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Linie auf empirischer Basis. Sie soll alle wesentlichen Einflüsse auf das Tragverhalten des textilbewehrten Betons beinhalten. Schon kurz nach Beginn der Arbeiten stellte sich heraus, dass der Wunsch, alle Einflüsse unabhängig voneinander zu untersuchen und darzustellen, nur in Ausnahmefällen realisiert werden kann. Viele der Ergebnisse sind deshalb an konkrete Randbedingungen gebunden.

Zum gegenwärtigen Zeitpunkt scheint es aufgrund der vorliegenden Informationen noch sehr schwierig, ein theoretisches Modell zu entwickeln, dass alle Einflussgrößen angemessen berücksichtigt. Zu einem späteren Zeitpunkt müssen für den täglichen Gebrauch in der Praxis einfach handhabbare Bemessungshilfen ausgearbeitet werden. Das ist Voraussetzung für eine breite Anwendung in der Praxis.

1.3 Angewandte Methoden und Ergebnisse

Diese Arbeit stützt sich überwiegend auf die Ergebnisse experimenteller Methoden (Abschnitt 3). Einaxiale Zugversuche an scheibenförmigen Probekörpern bildeten die Basis für die Beschreibung des Tragverhaltens in Form von sogenannten Spannungs-Dehnungs-Linien. Da die Durchführung von Zugversuchen bekanntlich nicht ganz problemlos ist, wird der entwickelte Versuchsaufbau in Abschnitt 3.1 besonders sorgfältig dargestellt. Viel Raum erhält auch die Diskussion verbliebener Mängel und deren Auswirkung auf die Versuchsergebnisse.

Eine wichtige Eingangsgröße für die Analyse von Verbundwerkstoffen sind Informationen zu den Verbundeigenschaften. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Verfahren für die Ermittlung von geometrischen Eigenschaften der Bewehrung entwickelt (siehe Abschnitt 3.2). Elektronische Aufnahmen von klassischen Dünnschliffen werden dazu mit einem digitalen Bildauswerteprogramm analysiert. Berücksichtigt wird eine Vielzahl von Einflüssen aus der Abbildungsqualität und dem Abbildungsmaßstab. Dadurch ist es erstmals möglich, den tatsächlichen Umfang der Kontaktfläche zwischen den Fasern und der Matrix sowie die Querschnittsfläche der Faserbündel in der Matrix reproduzierbar und ohne subjektive Einflüsse zu bestimmen.

Im Abschnitt 4 wird das Tragverhalten von Dehnkörpern mit unidirektionaler Bewehrung diskutiert. Die Ergebnisse bilden die Vergleichsbasis für die Untersuchungen zum Tragverhalten von textilbewehrtem Beton in Abschnitt 5. Diese Unterscheidung ist deshalb sinnvoll, weil schon bei einer Bewehrung aus Filamentgarnen Phänomene auftreten, die von Bewehrungen aus kompakten, homogenen Querschnitten (Stäben oder Drähten)

nicht bekannt sind. Die Filamentgarne können selbst schon als Verbundwerkstoff bezeichnet werden, dessen Eigenschaften in einem großen Wertebereich variieren können.

Mit der textilen Verarbeitung von Filamentgarnen werden die (Verbund-)Eigenschaften entscheidend geprägt. Form und Packungsdichte der Filamentgarne ändern sich stark. Es kommt zu Schädigungen von Filamenten während der Verarbeitung. Ganz wesentlich ist aber das Hinzufügen von weiteren Faserscharen und den für die Herstellung der Textilien notwendigen Nähgarnen. Das Zusammenspiel all dieser Komponenten und die Variationsmöglichkeiten bei der Kombination aller Parameter führen zu einem weniger bis sehr stark veränderten Tragverhalten des Textilbetons gegenüber der Vergleichsvariante mit unidirektionaler Bewehrung.

Auf der Basis einfach handhabbarer Modelle wird versucht, Charakteristika des Tragverhaltens bestimmten Eigenschaften der Komponenten des Verbundwerkstoffes zuzuordnen. Vor allem beim textilbewehrten Beton ist jedoch oftmals kein eindeutiger Zusammenhang erkennbar, weil sich viele Einflüsse überlagern. Dann erschöpft sich die Erklärung zwangsläufig in einer hypothetischen Diskussion. Trotzdem ist es gelungen, zahlreiche, für den textilbewehrten Beton typische Besonderheiten aufzuzeigen und deren Ursachen zu klären.

Auf der Grundlage dieser Erkenntnisse über charakteristische Merkmale und deren Ursachen werden in Abschnitt 6 bekannte theoretische Modelle kritisch gesichtet und auf ihre Eignung zur Beschreibung des Tragverhalten von textilbewehrtem Beton bewertet. Durch einige Erweiterung an einem dieser Modelle kann die Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen verbessert werden.

Den Abschluss bilden Überlegungen zur Optimierung der textilen Bewehrungen, die sich aus den beobachteten Phänomenen und deren Ursachen ableiten. Eines der wesentlichen Optimierungskriterien ist die erreichbare Tragfähigkeit. Zwischen der Festigkeit der verwendeten Fasern und der im Verbundwerkstoff aktivierten Tragfähigkeit besteht ein großer Unterschied. Einige wichtige Einflussgrößen konnten anhand der Versuche nachgewiesen werden. Aus diesen Erkenntnissen wird in Abschnitt 7 ein Anforderungsprofil für die Optimierung der textilen Bewehrung entwickelt.

Vor allem bei Verwendung von AR-Glas als Bewehrung ist bekannt, dass sich die Eigenschaften in Abhängigkeit des Baustoffalters und der Belastungsgeschichte spürbar ändern. Diese Merkmale – Dauerhaftigkeit, Dauerstandfestigkeit und Ermüdungsfestigkeit – sind nicht Gegenstand der Untersuchungen in dieser Arbeit. Ebenso wurde auf die detaillierte Auswertung der Versuchsergebnisse hinsichtlich der statischen Eigenschaften verzichtet, da dies Gegenstand laufender Forschungsarbeiten des Sonderforschungsbereiches 528 ist⁴.

⁴Im Teilprojekt E3 werden unter Leitung von Prof. Bernd Möller und apl. Prof. Wolfgang Graf umfangreiche Untersuchungen und Neuentwicklungen zu diesem Thema bearbeitet.

2 Komponenten des Verbundwerkstoffes

2.1 Allgemeines

Textilbewehrter Beton besteht aus zwei Hauptkomponenten, dem Beton und dem Textil. Der Beton übernimmt die Funktion der Matrix und hat Volumenanteile von wenigstens 90 %, meist aber 95 % bis 99 % ein. Die geringe Tragfähigkeit bei Zugbeanspruchung wird im Verbundwerkstoff durch die Textilien kompensiert. Sie bestehen aus Fasern mit einer hohen Zugtragfähigkeit und übernehmen als Bewehrung die nach der Rissbildung frei werdenden Kräfte. In den folgenden Abschnitten werden der für die Versuche verwendete Feinbeton, die Fasern und die daraus hergestellten Textilien vorgestellt. Die zum Verständnis der Ausführungen in den nachfolgenden Abschnitten relevanten Baustoffeigenschaften werden erläutert. Wo es geboten scheint, wird auf die Prüfverfahren zur Ermittlung dieser Baustoffeigenschaften eingegangen. Insbesondere bei den Multifilamentgarnen werden die Prüfverfahren international noch intensiv diskutiert. Eine einheitliche Empfehlung gibt es noch nicht. Ohne Nachfrage beim Hersteller ist meist nicht nachvollziehbar, wie die in den Produktinformationen angegebenen mechanischen Kennwerte ermittelt wurden, da die verwendeten Prüfverfahren nicht dokumentiert sind.

2.2 Feinbeton

2.2.1 Begriff

Für die experimentellen Untersuchungen an den Dehnkörpern wurde als Matrix eine spezielle Betonrezeptur verwendet. Grundsätzlich gleicht sie in den Bestandteilen einem üblichen Beton mit Zuschlag, Bindemittel, Zusatzstoffen und -mitteln sowie Wasser. Als wesentliche Unterschiede sind hier das verwendete Größtkorn von nur 1 mm – üblicher Beton hat ein Größtkorn von 32 mm – und das Verhältnis von Zuschlag und Bindemittel von 1 : 1 (bei üblichen Betonen etwa 6 : 1) zu nennen.

Aufgrund des Erscheinungsbildes würde die Matrix eher als Mörtel bezeichnet werden müssen. Aber wegen der Zusammensetzung und weil die Matrix hier als Konstruktionswerkstoff benutzt wird, beschreibt der Begriff „Beton“ die Funktion zutreffender. Die Besonderheit wird durch den Zusatz „Fein-“ hervorgehoben und kennzeichnet den wesentlichen Unterschied gegenüber üblichen Betonen.

2.2.2 Zusammensetzung

Die Rezeptur wurde anhand der Anforderungen an Frisch- und Festbeton zusammengestellt. Insofern handelt es sich um einen Beton nach Anforderungen. Folgende Punkte waren zu berücksichtigen:

- **Übertragbarkeit der Ergebnisse**

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen des Teilprojektes B1 des Sonderforschungsbereiches 528 „Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung“. Im Rahmen des Sonderforschungsbereiches werden in weiteren Teilprojekten der Verbund zwischen einer textilbewehrten Feinbetonschicht und dem Altbeton sowie die Verstärkung von Balken und Plattenbalken mit textilbewehrtem Beton untersucht. Zentrales Ziel des SFB 528 ist die Verwendung von textilbewehrtem Beton zur Verstärkung von Stahlbetonbauteilen. Deshalb wird eine möglichst gute Übertragbarkeit der hier vorgestellten Ergebnisse auf die Untersuchungen in anderen Teilprojekten angestrebt.

- **Verarbeitungseigenschaften des Frischbetons**

Aus später noch zu erläuternden Gründen werden die Probekörper durch lagenweises Betonieren in einer offenen Schalung hergestellt. Dabei werden, beginnend mit einer Schicht Feinbeton, der Beton und die Bewehrung abwechselnd lagenweise eingebaut. Aus der angestrebten kleinsten Schichtdicke ergibt sich das Größtkorn von etwa 1 mm.

Wünschenswert ist ferner eine geringe Entmischungsneigung, weil die Unterschiede der Festbetoneigenschaften zwischen Betonier- und Schalseite so gering wie möglich sein sollen. Merkmal eines diesbezüglich guten Betons ist ein geringes Bluten während der Verarbeitung.

Für die Herstellung eines mehrlagig bewehrten Probekörpers ist eine entsprechend lange Verarbeitbarkeit notwendig. Etwa maximal eine Stunde ist erforderlich, um einen Probekörper herzustellen. Dieser Zeitraum ergibt sich auch aus den anderen Projekten des Sonderforschungsbereiches 528, die die gleiche Mischung für ihre experimentellen Untersuchungen verwendeten.

- **Eigenschaften des jungen Betons**

Ein relativ großes Frischwinden in den ersten Stunden ist als nachteilige Eigenschaft zu nennen, das primär auf das ungünstige Zuschlag-Bindemittel-Verhältnis zurückzuführen ist. Die sich daraus ergebenden Konsequenzen sind in Abschnitt 3.1.5.1 beschrieben.

- **Festbetoneigenschaften**

Für die Handhabung der Versuchskörper von der Entnahme aus der Schalung über die Vorbereitung der Versuche bis zum Einbau in die Prüfmaschine ist eine Mindestfestigkeit erforderlich, um eine Vorschädigung durch Rissbildung zu vermeiden. Aufgrund von Erfahrungswerten von DUGAS und WEISE [18] wurde eine anzustrebende Mindestzugfestigkeit von 3 N/mm^2 gewählt.

Für die Zugversuche soll ein möglichst großer Spielraum bei der Auswahl von Menge und Anordnung der Bewehrung nutzbar sein. Nach oben wird die einbaubare Bewehrungsmenge durch technologische Zwänge begrenzt. Zwischen den Rovings müssen Mindestabstände eingehalten werden, damit eine ausreichende Durchdringung und allseitige Umschließung der Fasern gewährleistet sind. Je nach Größe der Faserbündel ergibt sich so ein maximaler Faservolumengehalt¹ von etwa 2 bis 6 %. Für die Versuche ist es wichtig, dass der Zustand der abgeschlossenen Rissbildung erreicht werden kann. Die Tragfähigkeit der Fasern muss dazu deutlich über der Zugtragfähigkeit des Betons liegen. Insofern grenzt die Betonzugfestigkeit den untersuchbaren Parameterraum von unten her ein. Aus den Erfahrungen von DUGAS & WEISE [18] wurde abgeleitet, dass die Betonzugfestigkeit einen Wert von 10 N/mm^2 nicht überschreiten soll.

An die Druckfestigkeit und den Elastizitätsmodul bestehen dagegen keine bestimmten Anforderungen. Ein Mindestmaß der Druckfestigkeit wird benötigt, um die Kräfte in die Zugprobe einleiten zu können. Diese kann aber ohne weiteres erreicht werden, mehr dazu in Abschnitt 3.1.4.1.

Die Dehnkörper werden in einer offenen Schalung hergestellt. Aufgrund der unvermeidlichen Unterschiede zwischen Betonier- und Schalseite bei der lagenweisen Herstellung wird für den Feinbeton ein möglichst geringes Trocknungsschwinden angestrebt, um Verformungen der Probekörper in Folge ungleichen Schwindens von Betonier- und Schalseite so gering wie möglich zu halten.

Einige der genannten Forderungen führen zu konkurrierenden Kriterien für die Zusammensetzung der Mischung. So erfordert eine gute Verarbeitbarkeit einen hohen Bindemittelanteil, während der Wunsch nach einem geringen Schwindmaß zu einem möglichst geringen Bindemittelanteil führt.

Verschiedene Untersuchungen haben gezeigt, dass die Betonrezeptur entscheidenden Einfluss auf die Eigenschaften des Verbundwerkstoffs hat (BENTUR & MINDESS [19]). Vor allem bei Verwendung von Glasfasern (AR-Glas) wurden erhebliche Unterschiede nachgewiesen. Ausgangspunkt der Entwicklung waren Rezepturen auf der Basis von Portlandzement, die allgemein auch als OPC-Matrizes (engl.: ordinary portland cement) oder Matrizes der ersten Generation bezeichnet werden. Doch auch bei Verwendung von alkaliresistentem Glas waren die Langzeiteigenschaften wenig befriedigend. Intensive Untersuchungen haben zu der Erkenntnis geführt, dass die Verwendung anderer Zemente und der teilweise Austausch des Bindemittels durch Zusatzstoffe wie Flugasche und Mikrosilika ausgesprochen positiv auf das Langzeitverhalten von Glasfaserbeton wirken. Hingewiesen sei auch auf Versuche, die Eigenschaften durch den Einsatz von Kunststoffen zu verbessern.

An dieser allgemeinen Entwicklungstendenz orientiert sich die Zusammensetzung der Rezeptur für den verwendeten Feinbeton. Die detaillierte Zusammensetzung ist in Tabelle 2.1 aufgeführt. Sie wurde durch eine Variation des Verhältnisses von Zuschlag und

¹Bei 155 tex ergibt sich bei 1 mm dicken Betonlagen und einem Raster von 1,5 mm ein Fasergehalt von etwa 2 %. Bei Glasfasern der Feinheit 2400 tex sind die Mindestabstände größer, der maximal realisierbare Fasergehalt liegt etwa bei 6 %.

Tabelle 2.1: Rezeptur des verwendeten Feinbetons nach Masseteilen

Bestandteil	Mass.-Teile [-]	Menge [kg/m ³]
Zement	0,667	942,0
Flugasche	0,282	628,0
Mikrosilika (Suspension)	0,110	50,2
Sand 0/1	1,000	263,8
Wasser (gesamt)	0,278	313,7
Fließmittel	0,0125	12,2

Bindemittel und dem Anteil der Zusatzstoffe Flugasche und Mikrosilika unter Beachtung der oben genannten Kriterien erarbeitet. Bei dem Zement handelt es sich um einen CEM III/B, als Flugasche wurde eine Braunkohlenflugasche verwendet und als Mikrosilika eine wässrige Suspension mit etwa 50 Mass.-% Feststoffanteil eingesetzt. Eine umfassendere Darstellung kann bei CURBACH & JESSE [20] nachgelesen werden.

Die Vorteile der verwendeten Feinbetonrezeptur lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Der Frischbeton eignet sich sowohl für die lagenweise Herstellung von Hand, besitzt aber auch ausreichend gute Hafteigenschaften, um im Spritzverfahren verarbeitet zu werden. Vor allem das Mikrosilika trägt zu einem guten Zusammenhalt und einer geringen Entmischungsneigung bei.
- Durch den Zuschlagkornanteil reduzieren sich die Schwindverformungen gegenüber reinen Bindemittel-Wasser-Gemischen spürbar und erreichen aufgrund des geringen Wasser/Zement-Wertes die Größenordnung von Normalbeton.
- Das Verhalten des Verbundwerkstoffes wird durch die Verbundeigenschaften an der Grenzfläche Faser-Matrix erheblich beeinflusst. Die Verwendung einer identischen Mischung in allen versuchsorientierten Teilprojekten des SFB 528 wirkt sich auf eine gute Übertragbarkeit der Ergebnisse förderlich aus.

Beobachtet wurde ein erhöhtes Schwinden beim jungen Beton. Dabei handelt es sich um autogenes Schwinden, d. h. Schrumpfen und Selbstaustrocknung aufgrund des hohen Anteils an Mikrosilika.

2.2.3 Herstellung und Lagerungsregime

Die Herstellung des Frischbetons erfolgte in einem Gleichlauf-Zwangsmischer des Typs Zyklus ZK 30 HE. Die Zuschläge wurden vorgetrocknet, um Einflüsse aus schwankender Eigenfeuchte zu vermeiden. Aufgrund der geringen benötigten Mengen war das Vortrocknen einfacher zu realisieren als die Bestimmung der Eigenfeuchte für jede Mischung, da für die Herstellung der Versuchskörper je Serie etwa nur 5 kg Zuschlag benötigt wurden.

Die Mischreihenfolge war – entsprechend der von KÖNIG & WAGNER [21] als Variante 2 angegebenen Empfehlung – wie folgt:

- (vorgetrockneten) Zuschlag und Bindemittel (Zement, Flugasche) mischen (1,0 min),
- $3/4$ des Wassers zugeben und mischen (1,5 min),
- Mikrosilikasuspension zugeben und mischen (1,5 min),
- Einstellen des gewünschten Ausbreitmaßes durch Zugabe des Fließmittels und des letzten $1/4$ des Wassers und abschließendes Mischen (3,0 min.).

Das Mischen nach der von KÖNIG & WAGNER als Vorzugsvariante (Variante 1) angegebenen Reihenfolge erwies sich als unpraktikabel. Bei Zugabe des Mikrosilikas vor dem Anmachwasser verklumpte die Silikasuspension mit einem Teil der Feststoffe, und eine homogene Konsistenz des Mischgutes konnte nicht mehr erreicht werden.

Die Lagerung erfolgte grundsätzlich nach DIN 18555, Tabelle 1 für zementgebundene Mörtel. Nach dem Ansteifen wurden die Probekörper mit feuchten Tüchern und Folie abgedeckt. Nach dem dritten Tag der Erhärtung wurden die Probekörper entschalt und bis zum siebten Tag der Erhärtung im Wasserbad gelagert. Anschließend erfolgte die Lagerung bis zur Prüfung im Alter von 28 Tagen im Klimaraum bei 65 % rel. Luftfeuchte und einer Temperatur von 20 °C. Mit der Beendigung der Wasserlagerung wurden die scheibenförmigen Dehnkörper ausgeschnitten und dann einzeln auf der langen Seite stehend in den Klimaraum eingelagert, um eine allseitige Luftumspülung zu gewährleisten.

2.2.4 Festbetoneigenschaften

Die nachfolgend genannten Festbetoneigenschaften wurden am Mörtelprisma mit den Abmessungen $4 \times 4 \times 16$ cm analog DIN 1164 bzw. DIN EN 196-1 ermittelt. Die Entscheidung zugunsten dieser Geometrie fiel, da Prüfkörper größerer Abmessungen aufgrund des kleinen Größtkorns keine Vorteile bringen und die Prüfwerte mit der üblichen Ausrüstung des Labors ermittelt werden konnten. Diese Werte können nicht ohne Diskussion auf die erheblich abweichende Geometrie der Dehnkörper übertragen werden. BRAMESHUBER & BROCKMANN [22] haben sich mit dieser Problematik auseinandergesetzt und in umfangreichen Untersuchungen zur Druckfestigkeit einen – verglichen mit Normalbeton – wesentlich geringeren Einfluss von Maßstabeffekten am Feinbeton festgestellt.

Als *Druckfestigkeit* wurde an Mörtelprismen nach DIN EN 196-1 ein Mittelwert von etwa $76,3 \text{ N/mm}^2$ bestimmt.

Wie später noch erläutert, bereitet die versuchstechnische Erfassung des Zustandes I (ungerissener Zustand) und damit des E-Moduls des Feinbetons an den Dehnkörpern gewisse Schwierigkeiten, so dass es zweckmäßig ist, auf Werte – so auch beim E-Modul des Feinbetons – zurückzugreifen, die an separaten Probekörpern ermittelt werden. Mehrere stichprobenartige Prüfungen des *Elastizitätsmoduls* ergaben einen Mittelwert von etwa $28\,500 \text{ N/mm}^2$. Zum Vergleich: BROCKMANN [23] gibt für einen Feinbeton mit einer ähnlichen Rezeptur einen dynamischen E-Modul von $33\,100 \text{ N/mm}^2$ an.

Tabelle 2.2: Mechanische Eigenschaften des verwendeten Feinbetons

Eigenschaft	Einheit	Wert
Druckfestigkeit Mittelwert	N/mm ²	76,3
Biegezugfestigkeit Mittelwert	N/mm ²	7,11
Standardabweichung	N/mm ²	0,76
empirischer 5 % Fraktilwert	N/mm ²	5,84
empirischer 95 % Fraktilwert	N/mm ²	8,41
Elastizitätsmodul*	N/mm ²	28 500
Dichte	g/cm ³	2,17

* Mittelwert aus zwei Prüfungen

Die *Querdehnzahl* des Feinbetons wurde in dieser Arbeit nicht explizit ermittelt, da sie für die durchgeführten Untersuchungen nicht benötigt wird.

Bei der Beurteilung des Tragverhaltens spielt die Rissbildung eine entscheidende Rolle, die *Betonzugfestigkeit* ist folglich von besonderem Interesse. Die experimentelle Bestimmung der zentrischen Zugfestigkeit von Beton gestaltet sich bekanntlich nicht ganz einfach. Früher wurde aufgrund von Problemen bei der Lasteinleitung oft auf indirekte Methoden zur Bestimmung dieses Materialkennwertes zurückgegriffen (EIBL & IVÁNYI [24]). Die Lösung dieser Probleme wurde mit der Verfügbarkeit von hochfesten Klebstoffen gefunden.

Die Ermittlung der zentrischen Zugfestigkeit an unbewehrten Dehnkörpern war verfahrensbedingt nicht möglich. Autogenes Schwinden führt wenige Stunden nach der Betonage zu durchgehenden Rissen in unbewehrten Proben. In Tabelle 2.2 sind die aus langfristigen Messungen² ermittelten Eigenschaften der Feinbetonmatrix angegeben.

Deshalb und aufgrund der einfachen Durchführbarkeit wurde die Entscheidung für eine geeignete Methode zur Bestimmung der Zugfestigkeit zugunsten der Biegezugprüfung am Mörtelprisma nach DIN 1164, Blatt 7 getroffen. Nach WIERIG [25] ist zu beachten, dass die *Biegezugfestigkeit* nach der Entnahme der Probekörper aus dem Wasserbad durch Oberflächenspannungen infolge Schwinden vorübergehend beeinflusst wird. Offensichtlich ist, dass dieser Effekt bei den nur 8 mm dicken Dehnkörpern quantitativ anders ausgeprägt ist als bei den Prismen mit einer Dicke von 40 mm. Aus den Werten der Biegezugprüfung kann also nicht auf die zu erwartende zentrische Zugfestigkeit der Dehnkörper geschlossen werden. Im Rahmen der Arbeit werden die Biegezugwerte deshalb ausschließlich dazu verwendet, die Gleichmäßigkeit bei der Herstellung des Betons zu beurteilen.

Die Biegezugfestigkeit ist grundsätzlich größer als die Zugfestigkeit. Dieser Zusammenhang ist von der charakteristischen Länge l_{ch} und der Bauteildicke d . Er ist um so

²Für jede Betoncharge wurden am Mörtelprisma die Biegezugfestigkeit und die Druckfestigkeit geprüft. Insgesamt standen für die statistische Auswertung die Werte aus 556 Biegezugprüfungen und 1074 Druckfestigkeitsprüfungen zur Verfügung.

ausgeprägter, je dünner die Bauteile sind und je geringer die charakteristische Länge l_{ch} ist. Die Bruchenergie wird wiederum zumindest durch die Betongüte und die Zuschlaggröße beeinflusst. Für sehr dicke Bauteile nähert sich die Biegezugfestigkeit der zentrischen Zugfestigkeit an. Bei den hier verwendeten Mörtelprismen mit einer Höhe von 4 cm ist der Unterschied zwischen Biegezugfestigkeit und zentrischer Zugfestigkeit dagegen relativ groß. Die von EIBL & IVÁNYI [24] gezeigten Versuchsergebnisse lassen einen Unterschied von mehr als 200 % erwarten. Im Arbeitsbericht des SFB 532 [26], S. 217 wird für einen Feinbeton mit einer vergleichbaren Rezeptur von BRAMESHUBER und Mitarbeitern auch in der Tat eine Biegezugfestigkeit angegeben, die mehr als 200 % der zentrischen Zugfestigkeit beträgt.

Es sei angemerkt, dass die Zugfestigkeit des Betons von der Dauer der Belastung abhängig ist. RINDER [27] zitiert Versuche von AL-KUBAISY & YOUNG, die eine deutliche Abhängigkeit schon bei kurzen Belastungszeiten belegen. Demnach sinkt die Zugfestigkeit schon nach ca. 2 Minuten um 10 %, nach ca. 6,5 Minuten um 15 % ab. Bei längerer Belastung werden Werte zwischen 60 und 70 % der Kurzzeitfestigkeit erreicht. Das ist interessant, weil diese Eigenschaft bei der Rißbildung des Verbundwerkstoffes einen spürbaren Einfluss hat.

Von primärem Interesse ist das Tragverhalten des unbewehrten Feinbetons unter einaxialer Zugbelastung, da das Kraft-Verformungsverhalten des Verbundwerkstoffes aufgrund der geringen Bewehrungsgrade bis zum Erstriss maßgeblich von den Eigenschaften des Betons abhängt und für dessen Beschreibung notwendig ist. Eine Beschreibung des Verhaltens unter Druckbeanspruchung ist für die vorliegende Arbeit nicht von Interesse.

Ein linearer Zusammenhang bis zum Bruch ist die einfachste mögliche Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens von unbewehrtem Beton unter Zugbeanspruchung. Bei der etwas detaillierteren Beschreibung nach HILSDORF & REINHARDT [28] wird das Spannungs-Dehnungs-Diagramm bei Zugbeanspruchung bis $0,7f_{ct}$ durch einen linearen Zusammenhang abgebildet. Bei höheren Spannungen wird der Verlauf etwas flacher, etwa ab $0,9f_{ct}$ ist die Abweichung deutlich. Bei Erreichen der Zugfestigkeit f_{ct} kommt es zu einem schlagartigen Versagen. Gelingt es, dieses schlagartige instabile Risswachstum durch eine Reduzierung der Belastung zu verhindern, so kann ähnlich wie bei Beton unter Druckbeanspruchung ein abfallender Ast der Spannungs-Dehnungs-Linie beobachtet werden. Dieser Effekt ist im Rahmen der vorliegenden Arbeit jedoch nicht von Interesse.

Für alle weiteren Betrachtungen im Zusammenhang mit den Dehnkörperversuchen wird für den Feinbeton unter Zugbeanspruchung vereinfachend von einem linearen Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung bis zum Bruch ausgegangen.

2.3 Übersicht zu Fasern für Betonbewehrung

Die Zahl der Werkstoffe, aus denen Fasern hergestellt werden können, ist nahezu unüberschaubar. Eine ausführlichere Darstellung der verschiedenen verfügbaren Faserwerkstoffe und ihrer textilphysikalischen Eigenschaften findet sich bspw. bei BOBETH [29], und eine begrenzte Auswahl von Fasern, die sich grundsätzlich als Bewehrung einer zementgebundenen Matrix eignen, im „*Sachstandbericht zum Einsatz von Textilien im Massivbau*“ [1].

Für den Einsatz in zementgebundenen Verbundwerkstoffen haben Fasern aus Metall, AR-Glas, Carbon und verschiedenen Kunststoffen eine nennenswerte Anwendung gefunden.

Nach dem geometrischen Aufbau werden Monofilamente und Filamentgarne unterschieden, weiterhin gibt es fibrillierte Fasern. Die kleinste Einheit einer Faser – die Elementarfasern – wird als Filament bezeichnet. Monofilamente werden Fasern genannt, die nur aus einem einzelnen homogenen Querschnitt bestehen. Filamentgarne entstehen, wenn mehrere Monofilamente zu einem Bündel zusammengefasst werden. Je nach Zeitpunkt der Zusammenfassung wird zwischen Direktrovings (Zusammenführung vor dem Schlichteauftrag) und gefachten Rovings (Zusammenführung nach dem Schlichteauftrag oder nach dem Trocknungsprozess) unterschieden. Bei gefachten Fasern können die einzelnen Fache unterschiedliche Längen aufweisen, was negative Auswirkungen auf das Kraft-Verformungs-Verhalten hat.

Die folgende Aufzählung zeigt einige Beispiele für Fasern, die als Bewehrung in zementgebundenen Verbundwerkstoffen eingesetzt werden. Die Informationen zur Herstellung sind, wenn nicht anders angegeben, dem „*Sachstandbericht zum Einsatz von Textilien im Massivbau*“ [1] des Deutschen Ausschusses für Stahlbeton entnommen.

Glas Glas als Oberbegriff beschreibt eine Vielzahl verschiedener Materialien, die für unterschiedlichste Zwecke eingesetzt werden können. Für den Bereich der Fasern in der Bauwirtschaft haben vor allem zwei Glassorten Bedeutung, das E-Glas und das AR-Glas. E-Glas findet Verwendung in Faserverbundkunststoffen und zeichnet sich durch geringe Kosten und günstige mechanische Eigenschaften für die Verwendung als Bewehrung aus. Für den Einsatz als Betonbewehrung ist es jedoch aufgrund einer mangelhaften Dauerhaftigkeit im alkalischen Milieu nicht geeignet.

Im stark alkalischen Milieu des Betons können nur Glasfasern eingesetzt werden, die eine ausreichende Dauerhaftigkeit besitzen. Durch intensive Entwicklungsarbeiten gibt es seit Ende der sechziger Jahre sogenannte alkaliresistente Glasfasern oder kurz AR-Glasfasern. Weltweit dominieren zwei Hersteller den Markt: Nippon Electric Glas (NEG) und Vetrotex (Produktname Cem-FIL) aus dem Konzern Saint Gobain. Ausführliche Erläuterungen zum AR-Glas enthält Abschnitt 2.4.

Asbest Asbest wird nach BORNEMANN [30] seit 1994 in der Bundesrepublik nicht mehr in Bauprodukten verwendet. Er wurde in Form von Kurzfasern in dem um 1900 nach dem Österreicher LUDWIG HATSCHEK benannten HATSCHEK-Prozess als Asbestzement hergestellt. Asbest hat hervorragende mechanische Eigenschaften. Etwa Anfang der sechziger Jahre wurde die karzinogene Wirkung des Asbestes öffentlich bekannt. Vor allem in den folgenden Jahren wurde mit großem Aufwand nach geeigneten Ersatzstoffen gesucht. Heute sind Alternativen verfügbar, so dass die betroffenen Produkte ohne Einschränkung in den Gebrauchseigenschaften weiterhin produziert werden können.

PVA Bei Polyvinylalkohol-Fasern (PVA-Fasern) handelt es sich um künstlich hergestellte Fasern aus synthetischen Polymeren. Sie werden durch Spinnen aus einer

Polymerlösung gewonnen. PVA-Fasern korrodieren unter normalen Umgebungsbedingungen nicht, sind resistent gegen den alkalischen Angriff des Zementes und besitzen ein gutes Bindungsvermögen zu zementgebundenen Matrices, das überwiegend auf chemischem Verbund beruht (KANDA & LI [31, 32]). Der sehr hohen Festigkeit steht ein E-Modul gegenüber, der etwa $1/7$ des Wertes von Stahl entspricht. Als Lieferformen sind sowohl Monofilamente mit 0,2 bis 0,6 mm Durchmesser als auch Filamente mit einem Einzelfaserdurchmesser von 14 μm bekannt (Herstellerangaben [33]). Die Spannungs-Dehnungs-Linie zeigt ein teilweise nicht-lineares Verhalten ähnlich der Streckgrenze bei Stahl mit einem anschließenden Bereich einer Materialverfestigung. Die Vermarktungsbestrebungen der Hersteller gehen in Richtung Asbestersatz für Faserbetonprodukte, also als Kurzfasern.

PAN Polyacrylnitril-Fasern werden ebenfalls aus synthetischen Polymeren hergestellt. Sie kamen als Bewehrungsfasern bisher kaum zum Einsatz und sind das wichtigste Ausgangsmaterial zur Herstellung von Carbonfasern.

Carbon Carbonfasern zeichnen sich durch sehr hohe Festigkeiten und sehr hohe Steifigkeiten aus, eine geringe Kriechneigung, verbunden mit exzellenten Dauerstand- und Ermüdungsfestigkeiten. Sie besitzen einen negativen Wärmeausdehnungskoeffizienten. Carbonfasern können im alkalischen Milieu des Betons als dauerhaft bezeichnet werden. Die Herstellung erfolgt durch thermischen Abbau von Polymeren. Als Ausgangsmaterial werden heute überwiegend Polyakrylnitrilfasern (PAN) verwendet. Die mechanischen Eigenschaften können in weiten Grenzen während der Endbehandlung – der Graphitierung – eingestellt werden. Eine ausgezeichnete Darstellung des Standes und der Entwicklung findet sich beispielsweise bei BLUMBERG ET AL. [34].

Polypropylen Polypropylen zählt zur Gruppe der aus künstlichen Polymeren hergestellten Fasern. Sie sind als Monofilamente, als Filamente und als fibrillierte Fasern handelsüblich. Die bisher bekannten Anwendungen als Betonbewehrung beschränken sich weitgehend auf fibrillierte Fasern. Als Beispiele seien hier der von KÖNIG ET AL. [35, 36, 37] entwickelte duktile Hochleistungsbeton oder die Herstellung von Wellplatten nach Berichten von HANNANT ET AL. [38, 39, 40] genannt.

Festigkeit und Elastizitätsmodul von Polypropylen liegen etwa eine Größenordnung unter den Werten von Glasfasern. Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten ist nichtlinear. Als Bewehrung im Sinne der vorliegenden Untersuchungen ist Polypropylen aufgrund seines geringen Elastizitätsmoduls weniger geeignet. Durch die hohen Dehnungen werden die Rissbreiten für die meisten praktischen Anwendungen unakzeptabel groß. Bei den Wellplatten in den Berichten von HANNANT ET AL. (siehe oben) kam flächiges fibrilliertes Polypropylen zum Einsatz. In diesem Fall ist die spezifische Oberfläche so groß, dass die Rissabstände ausreichend klein und damit die Rissbreiten auch für praktische Anwendungen klein genug sind.

Aramid Aramid ist eine Chemiefaser aus synthetischen Polymeren. Die als Bewehrung im Bauwesen gebräuchlichen Aramide sind oft besser unter ihren Handelsnamen, z. B. Kevlar (Du Pont) oder Twaron (Enka), bekannt. Aramid erreicht sehr hohe Festigkeiten und einen Elastizitätsmodul von etwa $50\,000\text{ N/mm}^2$. Vermutlich

aufgrund seiner Empfindlichkeit gegenüber Feuchtigkeit sind bisher keine Anwendungen bekannt, die über die Grundlagenforschung hinausgehen.

Polyethylen Hier handelt es sich ebenfalls um Fasern aus künstlichen Polymeren. Sie haben als Bewehrung für Beton bisher keine nennenswerte Anwendung gefunden. Der Elastizitätsmodul liegt unter 1000 N/mm^2 und ist damit der Hauptgrund für die mangelnde Eignung als Betonbewehrung.

Stahl zählt zu den Metallen. Stahlfasern kommen überwiegend als Kurzfasern zum Einsatz. Es gibt sie in verschiedenen Ausführungen. Am verbreitetsten sind profilierte Stahlfasern. Durch die Profilierung – bspw. wellförmige Form, Endhaken oder angeformte Köpfe – wird die formschlüssige Kraftübertragung gefördert. Stahlfaserbeton erreicht eine sehr hohe Duktilität. Dies wird durch das plastische Arbeitsvermögen des Stahles möglich. Verstärkt werden die duktilen Eigenschaften, indem durch die Profilierung beim Auszug aus der Betonmatrix ein zusätzlicher Widerstand überwunden werden muss. Stahlfaserbeton findet vielfältige Anwendung zur Rissbreitenbeschränkung im Massivbau (Tunnelschalen, Ersatz der oberen Bewehrung in durchlaufenden Hochbaudecken, Industriefußböden).

Es gibt jedoch auch flächige Bewehrungen aus Stahldrähten in unterschiedlichen Varianten, z. B. Gewebe, Schweißgitter, Streckmetall und Seile (gedrehte Garne). Bei Verwendung solcher Strukturen wurde im angelsächsischen Raum der Begriff „*Ferrocement*“ geprägt (siehe Abschnitt 1.1). Da die verwendeten Drähte überwiegend aus kaltgezogenen Drähten geringen Durchmessers bestehen, sind die Festigkeiten deutlich höher als bei üblicher Stabstahlbewehrung.

2.4 Glasfasern

2.4.1 Allgemeines

Glasfasern haben als Betonbewehrung eine weite Verbreitung gefunden, da sie keine Betondeckung als Korrosionsschutz benötigen. Sie sind daher auch im Außenbereich einsetzbar. Wichtig ist aber, dass für den Einsatz im alkalischen Milieu des Betons sogenanntes alkaliresistentes Glas (AR-Glas) verwendet wird. Andere Glasfasern, z. B. die in den Faserverbundkunststoffen weit verbreiteten E-Glas Fasern, besitzen im alkalischen Milieu des Betons keine ausreichende Dauerhaftigkeit.

Gläser sind eingefrorene, unterkühlte Flüssigkeiten. Bei jedem Phasenübergang muss eine Energiebarriere überwunden werden, so auch bei der Kristallisation. Ein Glas wird prinzipiell hergestellt, indem eine flüssige Schmelze so rasch abgekühlt wird, dass die Kristallisation nicht stattfinden kann (CZICHOS [41]). Für die Herstellung von Glasfasern im Düsenziehverfahren werden Spinn Düsen aus einer Platin-Legierung mit einer Dicke von 40 bis 50 μm und einem Durchmesser von 1,6 ... 2 mm verwendet, die üblicherweise in Gruppen zu je 102 Düsen angeordnet sind. Die Glasschmelze läuft auf Grund ihres Eigengewichtes durch die Düsen. Mit einer Abzugsvorrichtung werden die Spinnfäden gefasst und mit einer Geschwindigkeit von mehr als 30 m/sec abgezogen. Die Länge des Bereiches für den Phasenübergang von der Schmelze zum Glas beträgt nur wenige

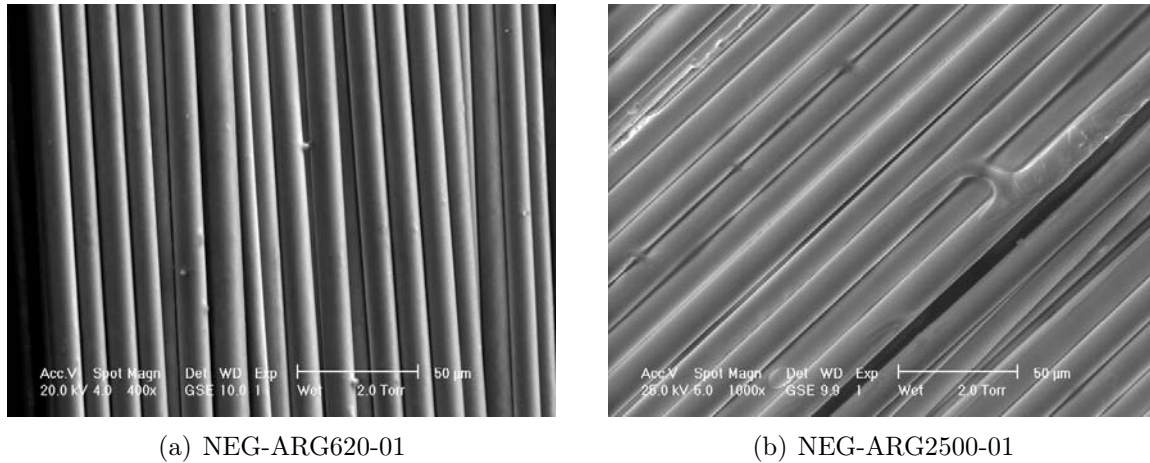


Bild 2.1: Mikroskopische Aufnahmen von Filamentgarnen mit Schlichte im Lieferzustand (entnommen aus SCHIEKEL [43])

Millimeter. Der Durchmesser der entstehenden Filamente ist maßgeblich von den Temperaturverhältnissen in der Düse und der Abzugsgeschwindigkeit abhängig. Mehrere solcher Spinnfäden werden zu einem sogenannten Spinnfaden zusammengefasst. Werden die Spinnfäden mehrerer Spinnstellen direkt beim Abziehen zusammengefasst, entsteht ein Direktroving, beim späteren Zusammenfassen (Fachen) entstehen assemblierte Rovings.

Unmittelbar nach der Spinn Düse durchlaufen die Fasern ein Schlichtebad. Die Schlichte muss nach WENDE ET AL. [42] folgende Aufgaben erfüllen:

- Verbinden der Filamente zu einem möglichst kompakten Roving, der auch während der Verarbeitung zusammenhält und
- Herabsetzung der Reibung zwischen den Filamenten zur Reduzierung von Filamentbrüchen während der textilen Verarbeitung.

Ohne eine Schlichte ist die Weiterverarbeitung nicht oder nur sehr schwer möglich. Die Schlichte ist eine wässrige Suspension aus Polyvinylacetat und verschiedensten Additiven³, die die spätere Verarbeitbarkeit der Fasern verbessern sollen. Im Endprodukt liegt der Schlichteanteil üblicherweise bei etwa 0,5 ... 2 Mass.-%. Bild 2.1 zeigt zwei Aufnahmen aus einem Rasterelektronenmikroskop (Environmental scanning electron microscope, ESEM) von Filamentgarnen. Es ist deutlich zu sehen, dass die einzelnen Filamente nur einen relativ losen Verbund eingehen und nicht miteinander verklebt sind.

Die Trocknung der Fasern erfolgt sowohl bei Raumtemperatur als auch bei höheren Temperaturen bis deutlich über einhundert Grad Celsius. Die Hochtemperaturphase beeinflusst die Molekularstruktur der organischen Bestandteile der Schlichte. Dadurch ist auch der Trocknungsprozess von entscheidendem Einfluss auf die Eigenschaften der Schlichte und damit auf die Fasereigenschaften. Die Schlichte beeinflusst maßgeblich das Verbundverhalten sowohl der Filamente untereinander als auch das zwischen den Filamenten und der Matrix.

³Additive können z. B. sein: Silane, Antistatika, ...

Für die Versuche im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden Filamentgarne aus AR-Glas verwendet. Diese bestehen aus einer Vielzahl einzelner Filamente. Der Anhang B gibt einen Überblick über Filamentanzahl, Filamentdurchmesser und mechanische Eigenschaften von Filamenten und Garnen.

Die Eigenschaften der Glasfasern können durch eine Prüfung am Filament und durch die Prüfung eines kompletten Rovings beurteilt werden. Schließlich gehört auch die Prüfung am Textil (also nach der textilen Verarbeitung) dazu, um wesentliche Aussagen zu den Eigenschaften des Bewehrungsmaterials treffen zu können. Auf die jeweils verwendeten Prüfmethoden wird im Zusammenhang mit der Beschreibung der mechanischen Eigenschaften im folgenden Abschnitt eingegangen. Tabelle 2.3 zeigt eine Gegenüberstellung von Materialeigenschaften aus verschiedenen Quellen.

2.4.2 Eigenschaften

2.4.2.1 Elastizitätsmodul

Grundsätzlich bestehen Unterschiede zwischen den beiden verfügbaren AR-Glasfasern von NEG und Vetrotex aufgrund der unterschiedlichen Zusammensetzung des Glases. In der allgemeinen Literatur finden sich Angaben für den E-Modul von 73 GPa bei ZILCH, DIEDERICH & KATZENBACH [46] oder 70 GPa für Cem-FIL⁴ bei MAJUMDAR & LAWS [45]. Im technischen Datenblatt gibt Vetrotex [47] für seine Cem-FIL Fasern einen E-Modul von 72 GPa an. Vom Hersteller Nippon Electric Glas (NEG) wird der Elastizitätsmodul seiner AR-Glas Fasern mit $74\,000\text{ N/mm}^2$ angegeben. Für alle diese Werte liegen keine Informationen vor, mit welchen Methoden sie ermittelt wurden.

ABDKADER [48] hat aus diesem Grund umfangreiche Zugversuche an Filamenten und Filamentgarnen aus AR-Glas durchgeführt. Für Filamentgarne wird ein Zugversuch mit einer Seilumlenkklemme verwendet (siehe Bild 2.4). Die Verformungen der Fasern werden auf einer freien Messlänge durch eine berührungslose optische Methode erfasst. So ist ausgeschlossen, dass Verformungen in der Lasteinleitung (Rutschen, Verformungen der Lasteinleitung) das Ergebnis beeinflussen. ABDKADER ermittelte einen E-Modul von etwa 80 MPa für NEG-Fasern und etwa 74 MPa für die Cem-FIL Fasern.

AL-MASRI & WULFHORST [49] haben Elastizitätsmoduln ermittelt, die für vergleichbare Garne etwa 15 bis 30 % unter den Werten von ABDKADER liegen. Diese Abweichung ist mit dem verwendeten Versuchsaufbau erklärbar. Die Rovings werden an den Enden in Papier eingeklemmt oder in ein Kunstharz eingegossen und in der Prüfmaschine eingeklemmt. Als Verformung wird der Maschinenweg gemessen und für die Berechnung der Dehnung verwendet. Es wird nicht erläutert, wie die außerhalb der Probe unvermeidlich auftretenden Verformungen Berücksichtigung finden. Werden diese nicht nachträglich eliminiert, so werden die tatsächlichen Verformungen der Fasern überschätzt, und es wird ein zu geringer Elastizitätsmodul ermittelt.

Eine andere mögliche Ursache für die geringen gemessenen Elastizitätsmoduln liegt theoretisch in der nicht parallelen Ausrichtung aller Filamente eines Bündels. Wird ein Ro-

⁴heute Vetrotex

Tabelle 2.3: Mechanische Eigenschaften verschiedener AR-Gläser nach unterschiedlichen Quellen

Eigenschaft	Einheit	Cem-FIL nach			NEG nach		
		[44]	[45]	ABDKADER	NOVACRET	NEG	ABDKADER
E-Modul	10^3 N/mm^2	72	70	74	74	-	80
Filamentdurchmesser	μm	14-20	-	13,5/19/24	-	-	13/15/23
Zugfestigkeit Filament	N/mm^2	3500	3600	1680-2290	-	-	1570-2380
Bruchdehnung Filament	$\%$	4,5	-	2,18-3,13	-	-	1,91-3,05
Zugfestigkeit Roving	N/mm^2	1700	1450-1900	1200-1480	1400	-	440-1360
Bruchdehnung Roving	$\%$	2,4	≈ 2	1,92-2,46	2	-	0,68-1,89
Dichte	g/cm^3	2,68	2,68	2,74	2,7	2,772	2,817
Ausdehnungskoeffizient	$10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}$	-	7,5	-	9	-	-
Schmelzpunkt	$^\circ\text{C}$	-	830	-	-	-	-

ving belastet, so ist die Belastung der unterschiedlich ausgerichteten Filamente ebenso unterschiedlich. Höher belastete Filamente können unter Umständen versagen, bevor alle Filamente eines Bündels an der Lastabtragung beteiligt sind. In einem solchen Fall wird der E-Modul unterschätzt, da die Bezugsfläche überschätzt wird. Die Welligkeit einzelner Filamente muss aber schon sehr groß sein, wenn das vorzeitige Versagen von Filamenten zu einer Verringerung des ermittelten E-Moduls in der Größenordnung von 15 bis 30 % führen sollte. Die Fasern wurden aber vor dem Einkleben von Hand geradlinig ausgerichtet. Eine nicht perfekte Ausrichtung der Filamente kann deshalb als Ursache ausgeschlossen werden.

2.4.2.2 Dichte

Die Angaben in der Literatur für die Dichte von AR-Glas schwanken. Nach MAJUMDAR & LAWS[45], ZILCH, DIEDERICHES & KATZENBACH [46] und nach Herstellerangaben [47] wird für Cem-FIL AR-Glas eine Dichte von $2,68 \text{ g/cm}^3$ vermerkt. Wie diese Dichte ermittelt wurde, ist in den genannten Quellen nicht angegeben. In verschiedenen Produktinformationen von Vetrotex finden sich auch Zahlenwerte von $2,7 \text{ g/cm}^3$.

Der Hersteller Nippon Electric Glas gibt Werte von $2,772 \text{ g/cm}^3$ (entspricht $+2,7\%$ der allgemeinen Angaben in der Literatur) an. Die verwendete Methode ist nicht bekannt.

ABDKADER [50] empfiehlt die Annahme einer Dichte für die verwendeten AR-Glasfasern von NEG von $2,82 \text{ g/cm}^3$ (entspricht $+3,7\%$ der allgemeinen Angaben in der Literatur) und für Cem-FIL einen Wert von $2,74 \text{ g/cm}^3$ (entspricht $+2,2\%$ gegenüber den Angaben des Herstellers). Für die Ermittlung der Dichte wurde ein Heliumpycnometer AccuPyc 1330 bei einer Temperatur von 20°C verwendet. Die Annahme unterschiedlicher Dichten für die Materialien von Vetrotex und NEG ist plausibel, da nach MAJUMDAR & LAWS [45] auch die Rezeptur der Gläser Unterschiede aufweist.

2.4.2.3 Querschnittsfläche

Für die Ermittlung der Festigkeit wird die Querschnittsfläche der Filamente bzw. Filamentgarne benötigt. Da es sehr aufwändig ist, den Durchmesser einzelner bzw. tausender Filamente eines Bündels mit ausreichender Genauigkeit zu bestimmen, wird die Querschnittsfläche mit indirekten Methoden bestimmt.

In der Textiltechnik ist es üblich, die Feinheit in der Einheit 1 tex anzugeben. Der Bezug zum SI-Einheitensystem wird durch

$$1 \text{ tex} = 1 \frac{\text{g}}{1000 \text{ m}} \quad (2.1)$$

hergestellt. Die Feinheit eines Garnes kann mit ausreichender Genauigkeit durch Wägung eines Abschnittes bekannter Länge ermittelt werden⁵. Mit Hilfe der Dichte ϱ kann daraus die Querschnittsfläche A_f ermittelt werden:

$$A_f = \frac{tex}{\varrho} \quad (2.2)$$

Im Rahmen dieser Arbeit wurden für die Ermittlung der Faserquerschnittsflächen die von ABDKADER angegebenen Dichten verwendet.

2.4.2.4 Zugfestigkeit

Allgemeines Die Zugfestigkeit ist für jeden Baustoff ein wesentliches Beurteilungskriterium. Zur experimentellen Ermittlung der Zugfestigkeit werden Proben bei konstanter Belastungsgeschwindigkeit (entweder als Kraft- oder als Weggradienten) bis zum Bruch belastet. Die Festigkeit ist dann die auf die Querschnittsfläche bezogene Höchstkraft im Versuch.

Durch die Querdehnung verändert sich die Querschnittsfläche. Bei Werkstoffen mit einer Querdehnzahl größer Null verringert sich mit steigender Belastung die Querschnittsfläche. Bei Werkstoffen mit plastischen Eigenschaften kommt es zu einer Einschnürung des Querschnitts bzw. zu erheblichen Reduzierungen der Querschnittsfläche. Bei der Ermittlung der wirklichen Festigkeit müsste die Kraft auf diesen reduzierten Querschnitt bezogen werden. Aus praktischen Gründen ist aber der Bezug auf die Querschnittsfläche im unbelasteten Zustand üblich. Da die Bruchdehnung der Glasfasern sehr klein ist und Glas keine plastischen Eigenschaften besitzt, wird die Querdehnung in dieser Arbeit grundsätzlich nicht berücksichtigt.

Nach SEDLACEK ET AL. [52] wird die theoretische Festigkeit von Alkalisilikatglas in der Größenordnung von 5000 bis 8000 N/mm² geschätzt. Diese theoretische Festigkeit ist von den Bindungskräften zwischen den Atomen, Ionen und Molekülen abhängig und wird wegen verschiedener Defekte in der Praxis nicht erreicht. Bei Glas(fasern) ist das vor allem auf Oberflächendefekte mit entsprechender Kerbwirkung zurückzuführen.

Einfluss von Oberflächendefekten Glasfasern erreichen aufgrund einer relativ perfekten Oberfläche nahezu die theoretische Festigkeit (CZICHOS [41]). Nach der Theorie von GRIFFITH [53] von 1920 führen Risse, die an kleinen Oberflächendefekten entstehen, zu Spannungskonzentrationen. Unter bestimmten Bedingungen können diese Risse wachsen. Solche Defekte sind unvermeidlich und zufällig auf der Oberfläche verteilt. Bei Flachglas ist schon im Neuzustand eine bestimmte Anzahl Defekte vorhanden. Allgemein bekannt ist, dass während der Lebensdauer neue Defekte hinzukommen.

⁵Für Filamente mit einer Länge von einigen Zentimetern ist die Feinheitsermittlung durch Wägung nicht geeignet. Hier wird auf die Prüfung im Vibromat ME der Fa. Textechno zurückgegriffen (FRANZKE ET AL. [51]). Ein einzelnes Filament wird akustisch zur Schwingung angeregt. Aus optoelektronischer Amplitudenmessung wird dann die Feinheit ermittelt.

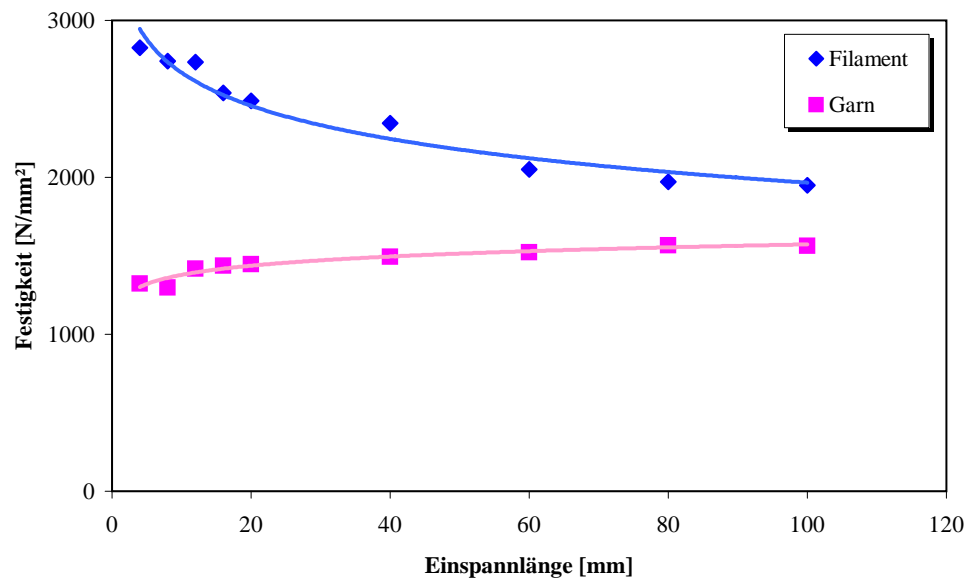


Bild 2.2: Abhängigkeit der Festigkeit von der Prüflänge für Filamente und Garn der Faser NEG-ARG620-01 (nach FRANZKE ET. AL. [51])

Einfluss der Größe der belasteten Fläche Beim Werkstoff Glas besteht ein unmittelbarer Zusammenhang zwischen der Größe der geprüften Fläche und der Festigkeit (BUTTON & PYE [54]). Begründet wird dies mit der statistischen Abhängigkeit der Festigkeit von immer vorhandenen Oberflächendefekten. Mit der Größe der belasteten Fläche steigt die Wahrscheinlichkeit einer Kerbe an einer ungünstigen Stelle, was zu einem Absinken der Festigkeit führt (ZILCH ET AL. [46]).

Glasfasern haben gegenüber Flachglas ($50 \dots 100 \text{ N/mm}^2$ im Neuzustand) sehr hohe Festigkeiten ($1000 \dots 5000 \text{ N/mm}^2$), hauptsächlich, weil ihre Oberfläche nahezu frei von mikroskopischen Defekten ist [46]. Trotzdem zeigen aber auch Glasfasern bzw. die Filamente eine ausgeprägte Abhängigkeit der Festigkeit von der Größe der beanspruchten Oberfläche – gleichzusetzen mit der freien Einspannlänge bei der Ermittlung der Festigkeit am Filamentgarn. Als Beispiel seien Versuche an Filamentgarn von FRANZKE ET AL. [51] genannt (Bild 2.2).

Kleinere Filamentdurchmesser erreichen höhere Festigkeiten, nach WENDE, MÖBES & MARTEN [42] kann das nach Arbeiten von OTTO auf die schnellere Abkühlung kleinerer Durchmesser zurückgeführt werden. Bei gleichen Abkühlgeschwindigkeiten soll die Festigkeit in weiten Bereichen unabhängig vom Filamentdurchmesser sein.

Belastungsdauer Nach ZILCH ET AL. [46] führt unterkritisches Risswachstum infolge chemischer Vorgänge an der Rissspitze zu einer ausgeprägten Abhängigkeit der Festigkeit von der Belastungsdauer. Zur Dauerstandfestigkeit an Fasern aus AR-Glasfasern liegen noch keine endgültigen Ergebnisse vor. OUMOTU [55] nennt für Glasfaserverbundkunststoffe aus E-Glas Fasern eine Dauerstandfestigkeit von 40 % der Kurzzeitfestigkeit.

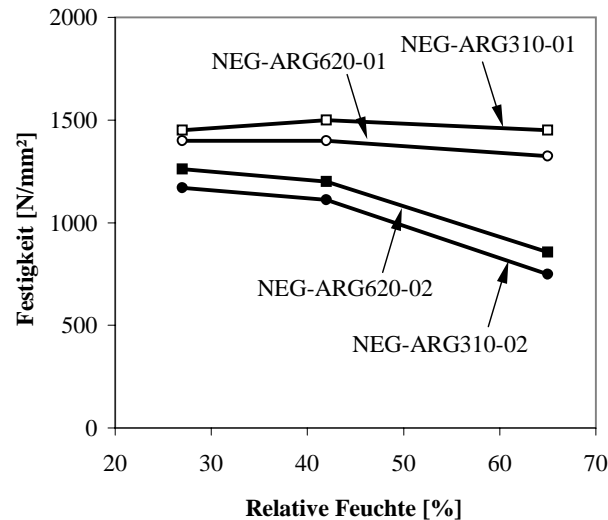


Bild 2.3: Abhängigkeit der Festigkeit von der Luftfeuchtigkeit für verschiedene Garne der Feinheit 620 tex (nach FRANZKE et. al. [51])

Für Flachglas gibt es seit längerem umfangreiche Untersuchungen zum zeitabhängigen Verhalten der Festigkeit. SEDLACEK ET AL. [52] zitieren KERKHOF ET AL. und geben für die Überlebensdauer t bei einer bestimmten Belastung σ eine Beziehung der Form

$$t = m\sigma^{-n} \quad (2.3)$$

an. In die Werte m und n gehen die Abhängigkeiten von der Tiefe des Ausgangsrisses an der Oberfläche, die Rissgeometrie und die Konstante der (unterkritischen) Rissausbreitung ein. Letztere ist wiederum abhängig von Temperatur und Feuchtigkeit. Bei Kenntnis dieser Werte ist eine rechnerische Ermittlung der zeitabhängigen Festigkeit am Filament möglich. Am Garn und im Verbundwerkstoff sind zusätzlich die Verbundeigenschaften zu berücksichtigen.

Einfluss der Feuchtigkeit Wie bereits angesprochen, hat die Feuchtigkeit Einfluss auf die Festigkeit des Werkstoffes Glas, siehe auch BUTTON & PYE [54]. Bei Filamentgarnen wird die Festigkeit zusätzlich durch die Schlichte beeinflusst. Bild 2.3 aus Untersuchungen von ABDKADER & OFFERMANN [56] zeigt, dass verschiedene Glasfasern aus dem gleichen Fasermaterial, aber mit unterschiedlichen Schlichten auch unterschiedlich auf eine Änderung der Luftfeuchte reagieren. Der Grund liegt zum einen im unterschiedlichen Einfluss der Luftfeuchte auf das unterkritische Risswachstum bei verschiedenen Schlichten. Auf der anderen Seite sind die Verbundeigenschaften zwischen den Filamenten entscheidend für die Festigkeit der Garne. Die Feuchtigkeitsabhängigkeit der Schlichteeigenschaften beeinflusst auch über diesen Zusammenhang die Festigkeit des Garnes.

Filamentfestigkeit Nach MAJUMDAR & LAWS [45] wird für Cem-FIL vom Hersteller eine Zugfestigkeit des Filamentes von 3600 N/mm^2 angegeben. Im technischen Daten-

Tabelle 2.4: Prüfbedingungen für verschiedene Methoden der Festigkeitsprüfung am Filament und am Filamentgarn (NACH ABDKADER ET AL. [60])

Merkmal	Methode Ia	Methode IIa	Methode IIb
freie Einspannlänge	100 mm	125 mm	500 mm
Anzahl Proben	100	10	20
Prüfgeschwindigkeit	50 mm/min	1 mm/min	200 mm/min
rel. Luftfeuchte	65 %	65 %	65 %
Temperatur	20 °C	20 °C	20 °C

blatt [47] findet sich ein Wert von 1700 N/mm^2 für das Filament im trockenen Zustand. In beiden Quellen finden sich keinerlei Angaben zur Prüfmethode und zu den genauen Prüfbedingungen.

ABDKADER ermittelte die Filamentfestigkeiten für eine Vielzahl verschiedener Filamentgarne mit einem Fafegraph ME der Fa. Textech. bei den in Tabelle 2.4 unter Methode Ia zusammengefassten Prüfbedingungen. Der Wertebereich der so ermittelten Festigkeiten liegt im Bereich zwischen 2000 und 2500 N/mm^2 .

GUESKEN, SEDLACEK & BLANK [57] empfehlen die Weibull-Verteilung für die Festigkeit von (Flach-)Glas, ebenso wie BUTTON & PYE [54]. ABDKADER [58] selbst kommt zu dem Ergebnis, dass sich die Filamentfestigkeit mit einer bimodalen Weibull-Verteilung gut beschreiben lässt. Eine bimodale Weibull-Verteilung wird auch von MÄDER, PLONKA & GAO [59] verwendet.

Bündeleffekt Die verwendeten Filamentgarne bestehen aus mehreren hundert bis tausend einzelnen Filamenten. Durch verschiedene, nachfolgend erläuterte Effekte entspricht die Tragfähigkeit des Bündels nicht der Summe der Bruchlasten der einzelnen Filamente eines Bündels.

- *Streuende Festigkeit der Filamente:* Die Festigkeit ist für die vielen Filamente eines Filamentgarnes keine Konstante, sondern streut um einen Mittelwert. Einige Filamente versagen dadurch eher als andere.
- *Unterschiedliche Ausrichtung der Filamente:* In einem Filamentgarn sind herstellungsbedingt nicht alle Filamente gleichmäßig gestreckt. Das führt bei der Belastung eines Filamentgarnes zu unterschiedlichen Dehnungen in den einzelnen Filamenten, da sie sich erst nach einer gewissen Gesamtverformung des Filamentgarnes wirklich an der Lastabtragung beteiligen. Höher belastete Filamente versagen dann eher als weniger hoch belastete Filamente.

Versagen einzelne Filamente, so muss die frei werdende Kraft durch die noch intakten Filamente aufgenommen werden. Können diese die zusätzliche Beanspruchung nicht mehr ertragen, so wird das Versagen des ganzen Bündels eingeleitet. BURGOUYNE & MILLS [61] zeigen am Beispiel von Filamentgarnen aus Chemiefasern, dass das Versagen eines Filamentgarnes durch das Versagen einiger weniger Filamente eingeleitet wird.

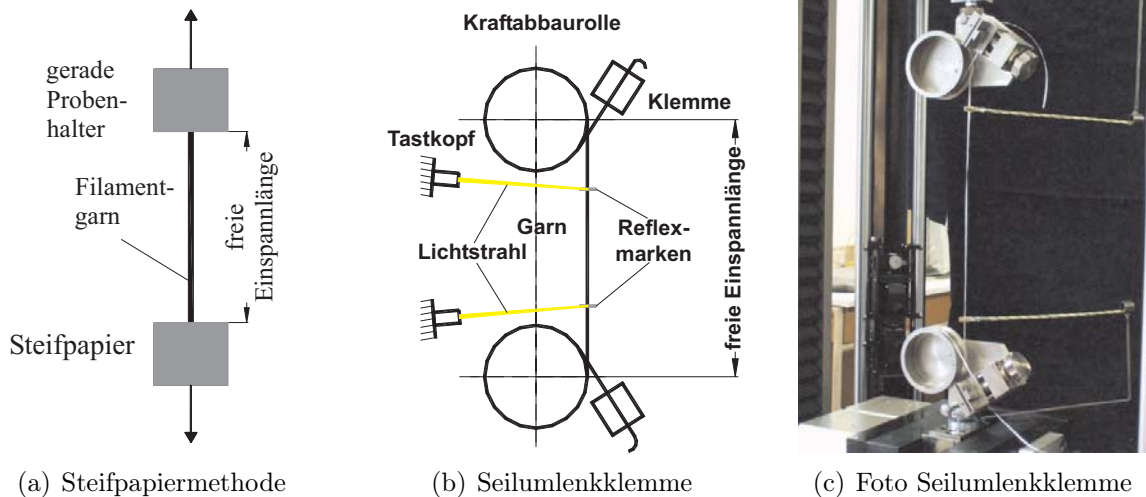


Bild 2.4: Schematische Darstellung der Versuchsaufbauten für Filamentgarnprüfung nach ASTM D2256 (Steifpapiermethode) und ISO 3341 (Seilumlenkklemme) (mit freundlicher Unterstützung von ABDKADER)

Garnfestigkeit Die Garnfestigkeit wird als Vergleichsmaß für die Effektivität der Bewehrung im Verbundwerkstoff herangezogen. Unter geeigneten Prüfbedingungen kann aus der Garnfestigkeit relativ gut auf das spätere Verhalten im Verbundwerkstoff geschlossen werden. Deshalb hat die Garnfestigkeit praktisch eine höhere Relevanz als die Filamentfestigkeit.

Die Festigkeit von Garnen wird im Zugversuch ermittelt. Die Ergebnisse sind sehr stark von der gewählten Versuchsanordnung abhängig. Nach den vorliegenden Informationen prüfen die Hersteller von AR-Glas sowie auch WULFHORST und Mitarbeiter die Garnfestigkeit nach ASTM D2256. Dabei werden die Enden der Garne in Steifpapier bzw. Karton eingeklebt (siehe Bild 2.4 bzw. Tabelle 2.4, Methode IIa). Das so präparierte Garn wird mit den Kartonstücken in der Prüfmaschine eingeklemmt. Bei größeren Feinheiten ist es schwierig, alle Filamente zuverlässig zu verankern. Deshalb wird stattdessen auch ein Verguss mit einem Kunstharz angewandt (siehe z. B. GRIES & KOLKMANN [62]). Die Anwender dieses Verfahrens geben an, die einzelnen Fasern eines Garnes vor dem Einkleben sorgfältig auszurichten.

ABDKADER [63] verwendet für die Einspannung der Filamentgarne eine Seilumlenkklemme nach ISO 3341 (siehe Bild 2.4 bzw. Tabelle 2.4, Methode IIb). Der Durchmesser der Umlenkrolle muss so groß bemessen sein, dass die Filamente nicht aufgrund der Umlenkung vorzeitig versagen. Die vorliegenden Festigkeiten wurden mit einem Umlenkrolldurchmesser von 100 mm ermittelt. Nach einer Umlenkung von etwa 330° werden die Proben in einer einfachen, mit einem weichen Material belegten Klemme gefasst. Etwa zwei Drittel der Prüflast werden bei dieser Methode auf der jeweils etwa 30 cm langen Umlenkstrecke eingetragen. Ein ausführlicherer Vergleich der beiden Prüfverfahren zur Garnprüfung kann bei ABDKADER ET AL. [60, 63] nachgelesen werden.

Mit der Seilumlenkmethode werden für die Chargen sehr unterschiedliche Festigkeiten ermittelt, während bei der Steifpapiermethode alle Werte auf dem gleichen Niveau liegen. ABDKADER ET AL. erklären diesen Unterschied mit den verschiedenen Mechanismen der Lasteinleitung beider Prüfverfahren. Bei der Steifpapiermethode wird die Prüflast im eingeklebten Bereich direkt auf die einzelnen Filamente übertragen. Für eine Aktivierung des Verbundes zwischen den Filamenten bestehen kaum Möglichkeiten. Anders verhält es sich bei der Prüfung mit der Seilumlenkklemme. Hier werden im Bereich der Umlenkung auf etwa 600 mm Länge ca. 2/3 der Prüflast eingetragen. Durch die Umlenkkräfte wird dafür der Verbund zwischen den Filamenten aktiviert. Im Verbundwerkstoff ist die Einleitung der Kräfte über den Verbund zwischen den Filamenten der bestimmende Mechanismus. Die Methode mit der Seilumlenkklemme verwendet demnach vom Prinzip her den gleichen Mechanismus zur Einleitung der Kräfte in die Filamentgarne. Zwischen der Steifpapiermethode und dem Verbundwerkstoff sind bei der Einleitung der Kräfte in die Garne dagegen vergleichsweise wenige Gemeinsamkeiten feststellbar. Interessanterweise wurde von ABDKADER ET AL. [60, 63] dokumentiert, dass sich die Festigkeiten verschiedener Chargen von AR-Glas Filamentgarne, die mit der Seilumlenkklemme und an unidirektional bewehrten Dehnkörpern geprüft wurden, weitgehend proportional zueinander verhalten. Bei den mit der Steifpapiermethode ermittelten Festigkeiten konnte kein Zusammenhang mit dem Verhalten des Verbundwerkstoffes erkannt werden. Die Autoren kommen zu dem Schluss, dass die Prüfung nach ISO 3341 die besser geeignete Methode zur Beurteilung von Filamentgarne für den Einsatz als Betonbewehrung darstellt⁶. Darüber hinaus ist von Vorteil, dass keine gesonderte Probenvorbereitung erforderlich ist, die Reproduzierbarkeit nicht durch den Bearbeiter beeinflusst wird und die Verformungen durch eine berührungslose Messung direkt am Garn erfasst werden.

2.4.3 Spannungs-Dehnungs-Linie

Glas zeigt bis zum Bruch ein nahezu linear elastisches Verhalten. Experimentell ermittelte Spannungs-Dehnungs-Linien werden oft mit einer indirekten Messung der Verformungen am Filament durchgeführt. Da sie üblicherweise auch Verformungen der Maschine und in der Lasteinleitung enthalten, werden die Bruchdehnungen überschätzt und die Steifigkeit unterschätzt. BAHNHOLZER [64] zeigt, wie mit Hilfe berührungsloser Verfahren eine direkte Verformungsmessung bei der Filamentprüfung realisiert werden kann. Solche Messungen am Filament sind möglicherweise auch für die Ermittlung der Spannungs-Dehnungs-Linie des Materials geeignet.

⁶Bei der Beurteilung einer Bewehrung im textilbewehrten Beton wird oft ein Bezugswert für die Festigkeit verwendet. HEGGER ET AL. [26] bspw. beziehen die Tragfähigkeit der Bewehrung im Textilbeton auf die am Garn ermittelten Festigkeiten und bezeichnen den Quotienten als Effektivität. Die Garnfestigkeiten werden mit der Steifpapiermethode ermittelt. Wenn sich die Festigkeiten der Prüfungen am Garn und am Verbundwerkstoff stark unterscheiden, ist die Effektivität niedrig, bei einem geringen Unterschied hoch – auch wenn im ersteren Fall die absoluten Werte höher liegen als im zweiten Fall. Der Verfasser hält die Angabe solcher Werte deshalb für ungünstig. Besser wäre beispielsweise ein Bezug auf die Filamentfestigkeit, denn diese stellt wohl den höchst möglich erreichbaren Wert dar. In dieser Arbeit werden die am Verbundwerkstoff ermittelten Faserfestigkeiten verwendet. Damit ist die Vergleichbarkeit unterschiedlicher Garne und textiler Herstellungsverfahren gegeben. Zudem haben absolute Festigkeitswerte eine hohe praktische Relevanz.

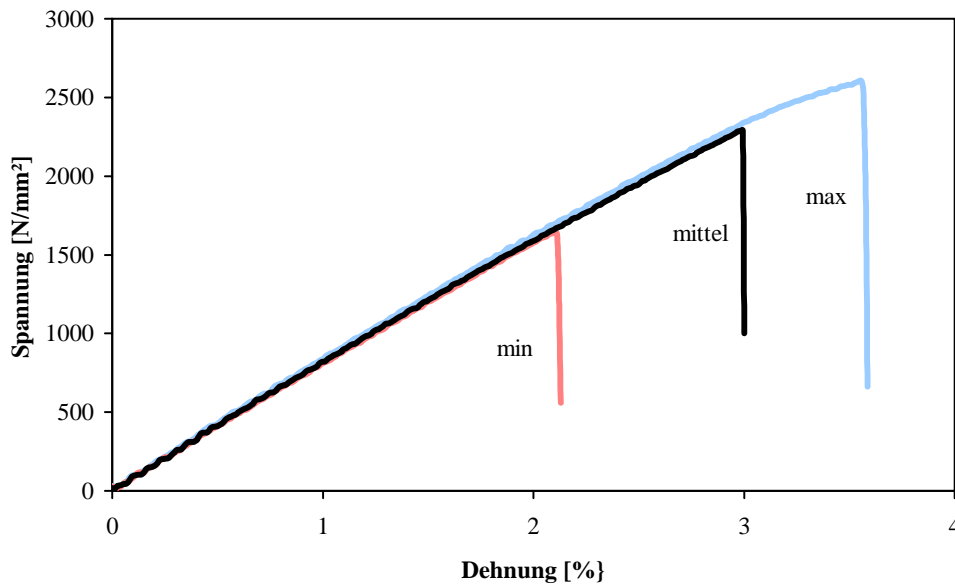


Bild 2.5: Spannungs-Dehnungs-Linien für Filamente eines Filamentgarnes der Feinheit 310 tex von NEG (entnommen aus ABDKADER [65])

Bild 2.5 zeigt experimentell ermittelte Spannungs-Dehnungs-Linien an drei Filamenten eines Filamentgarnes der Feinheit 310 tex mit 800 Filamenten von ABDKADER. Dargestellt sind die Ergebnisse für das Filament mit der geringsten Festigkeit, das mit der höchsten Festigkeit und das Filament mit einer Festigkeit, die etwa dem Mittelwert aus insgesamt 100 Einzelprüfungen entspricht. Der Bruch selbst ist spröde.

Bei der von ABDKADER ET AL. verwendeten Seilumlenkklemme nach ISO 3341 werden die Verformungen direkt am Garn mit einem berührungslos arbeitenden Laser-Extensiometer ermittelt. Dieses Verfahren ist, wie oben gezeigt, gut für die Ermittlung der Spannungs-Dehnungs-Linie von Filamentgarnen geeignet. Bild 2.6 zeigt beispielhafte Spannungs-Dehnungs-Linien des Garnes⁷ NEG-ARG310-01.

Bei der Garnprüfung sind sowohl am Anfang als auch am Ende der Spannungs-Dehnungs-Linie Abweichungen vom linear-elastischen Verhalten festzustellen. Insbesondere vor dem Bruch zeigen die Kurven ein Abweichen von der Geraden.

Die Abweichungen zu Beginn der Belastung können eindeutig auf Anlaufeffekte bei der Prüfung zurückgeführt werden. In den Filamentgarnen sind nicht alle Filamente perfekt gerade ausgerichtet. Zu Beginn der Prüfung werden deshalb zunächst nur die geradlinig ausgerichteten Filamente belastet, die anderen werden erst geradegezogen, bevor sie sich an der Lastaufnahme beteiligen. Die Krümmung am Ende der Spannungs-Dehnungs-Linie ist vermutlich nicht als Materialeigenschaft des Glases zu interpretieren. Akustische und augenscheinliche Beobachtungen (siehe OFFERMANN ET AL. [66, 48]) während der

⁷Für die Bezeichnung der in dieser Arbeit verwendeten Filamentgarne wird die Nomenklatur des SFB 528 übernommen. Die Bezeichnung eines Garnes besteht aus drei, durch einen Trennstrich getrennten Blöcken nach dem Muster HHH-MMMFFF-CC. HHH ist ein Kürzel für den Hersteller, MMM für das Material, FFF ist die Nennfeinheit in tex und CC ist die Chargennummer des Materials. Von einigen Materialien wurden mehrere Chargen mit verschiedenen Eigenschaften verwendet. Eine detaillierte Zusammenstellung enthält Anhang B.

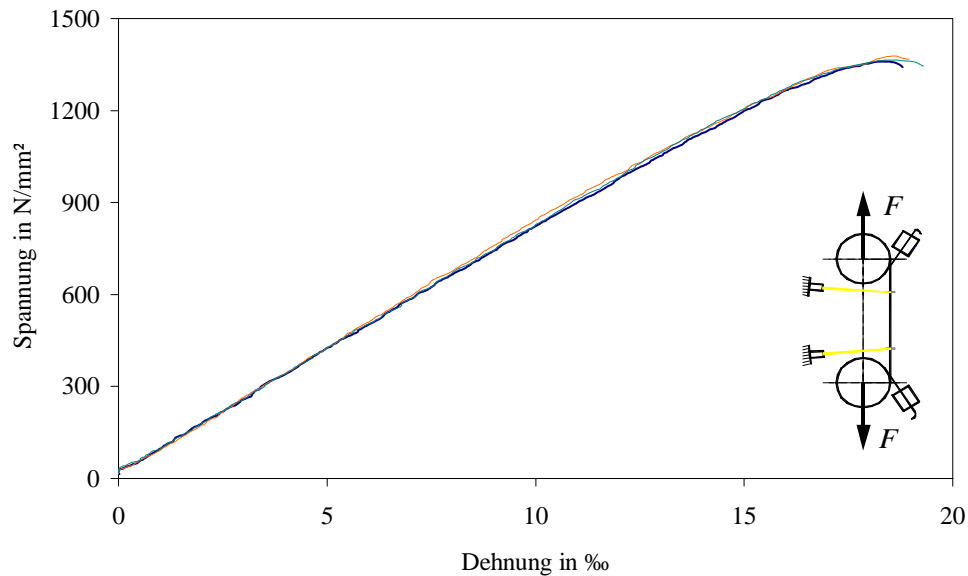


Bild 2.6: Spannungs-Dehnungs-Linien für Filamentgarne der Feinheit 310 tex von NEG (mit freundlicher Genehmigung von ABDKADER)

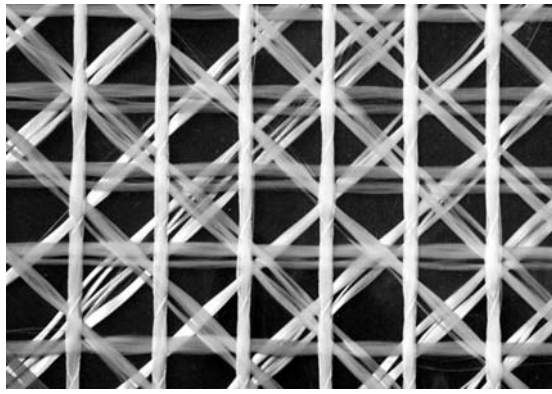
Prüfungen zeigen, dass dieser Abfall offensichtlich dem Versagen einzelner Filamente geschuldet ist. Kurz vor dem Bruch nimmt das Filamentversagen zahlenmäßig stark zu. Durch diesen Effekt lässt sich auch erklären, dass die Garnfestigkeiten deutlich unter den Festigkeiten der Filamente liegen. Verschiedene Chargen desselben Materials unterscheiden sich nach Angaben des Herstellers nur in der verwendeten Schlichte. Im Einzelfall wurden nur einzelne Bestandteile der Schlichte verändert. Da die Schlichte die Verbundeigenschaften zwischen den Filamenten massgeblich bestimmt, zeigt der Vergleich der Festigkeiten am Garn (siehe Anhang B) den enormen Einfluss der Verbundeigenschaften zwischen den Filamenten auf das Tragverhalten der Garne.

2.5 Textilien

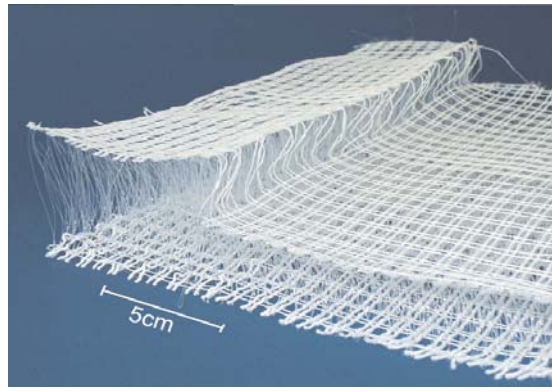
2.5.1 Allgemeines

Die Verwendung von vereinzelt Endlofasern ist für praktische Anwendungen offensichtlich unwirtschaftlich und aus diesem Grund nicht relevant⁸. Aus Sicht des Anwenders sind Textilien eine sehr viel effektivere Möglichkeit, eine große Zahl Endlofasern mit einer vorgegebenen Orientierung in den Beton einzubauen. Zwar gibt es auch zahlreiche eindimensionale Produkte textiler Verarbeitung, z. B. Seile, als textile Bewehrungen sind aber üblicherweise zweidimensionale Strukturen wie beispielsweise in Bild 2.7(a) gemeint. Mit speziellen Techniken ist auch die Herstellung dreidimensionaler Bewehrungsstrukturen wie in Bild 2.7(b) möglich (STOCKMANN & WULFHORST [67]).

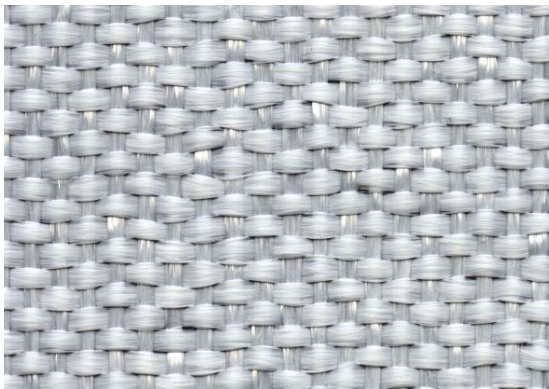
⁸Eine Ausnahme von dieser Regel stellt die industrielle Herstellung von dünnwandigen Elementen in einem kontinuierlichen Prozess dar, wie von PACHOW [6] oder XU ET AL. [40] berichtet wird.



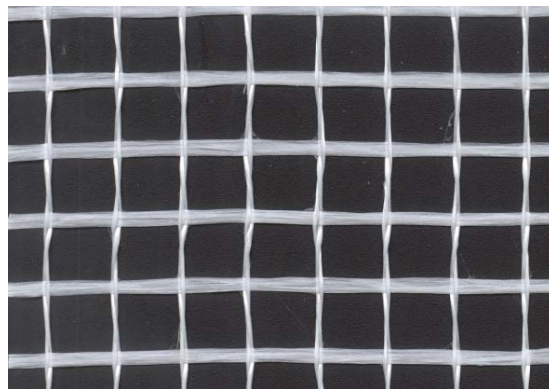
(a) Quadroaxiales Nähgewirke



(b) 3D-Gewirke (entnommen aus HEGGER ET AL. [68])

Bild 2.7: Beispiele für zwei- und dreidimensionale textile Bewehrungen für Betonbauteile

(a) Geschlossenes Leinwandgewebe



(b) Offenes Drehergewebe

Bild 2.8: Beispiele für geschlossene (nicht geeignete) und offene (für die Verwendung im textilbewehrten Beton geeignete) Strukturen

Für den Einsatz in zementgebundenen Matrices – also Beton, Feinbeton oder reinen Bindemittelgemischen – eignen sich nur ausreichend offene Strukturen. Die vorliegenden Erfahrungen zeigen, dass für eine gute Verarbeitung und einen guten Verbund Öffnungsweiten zwischen den Bewehrungsfasern erforderlich sind, die dem verwendeten Größtkorn entsprechen, mindestens jedoch etwa ein Millimeter. ORTLEPP [69, 70] empfiehlt einen maximalen Faseranteil in der Draufsicht auf die textile Struktur von 50 bis 70 % (inkl. aller sichtbaren Fasern, also auch Querräden und Nähfäden). Bei dichter liegenden Garnen stellt die textile Struktur senkrecht zu ihrer Ebene eine Schwachstelle dar, die schon bei sehr geringen Belastungen versagt. Die Folge ist ein Bruch der Matrix in der Ebene der textilen Struktur. Dieser Versagensmechanismus wird als interlaminaire Delamination bezeichnet. Auf weitere Anforderungen an die Konstruktion der textilen Strukturen wird im Abschnitt 7 eingegangen.

2.5.2 Bindungsarten

Textilien werden u. a. danach unterschieden, wie die zwei oder mehr Ebenen der Faserscharen miteinander verbunden werden. Dieses Kriterium wird als *Bindung* bezeichnet. Es gibt eine Vielzahl verfügbarer Technologien für die Herstellung zweidimensionaler Textilien⁹. Für zweidimensionale Textilien werden zwei oder mehr parallele Fadenscharen flächig angeordnet und miteinander verbunden. Namensgebend für die unterschiedlichen Herstellungstechnologien ist die Art und Weise, wie die verschiedenen Faserscharen miteinander zu einer Fläche verbunden werden. Für die Anwendung als Bewehrung im Beton sind vor allem solche Technologien von Interesse, bei denen die als Bewehrung verwendeten Fäden gestreckt oder nahezu gestreckt vorkommen. Von den sogenannten maschenbildenden Verfahren kommen also nur solche in Frage, bei denen mit einem feinen maschenbildenden Nähfaden die gestreckten Bewehrungsfäden gebunden werden.

Als Nähfäden werden Kunststofffasern aus Polypropylen oder Polyethylen mit einer Feinheit von etwa 15 dtex verwendet. Im Verbundwerkstoff sind die Nähfäden damit von der Tragwirkung her vernachlässigbar. Nach ihrer Aufmachung wird zwischen texturierten und nicht texturierten Garnen unterschieden. Texturierte Garne haben im unbelasteten Zustand eine gekräuselte Struktur, während nicht texturierte Garne eine sehr glatte Struktur haben und sich wesentlich steifer verhalten. Die Unterschiede wirken sich auf die Verschiebefestigkeit der Textilien, der Strukturintegrität und andere textilphysikalische Parameter aus (OFFERMANN ET AL. [48]). Die für den Verbundwerkstoff interessanten Auswirkungen auf das Verbund- und Tragverhalten werden in dieser Arbeit untersucht.

Für die in dieser Arbeit verwendeten Textilien kamen die folgenden Technologien zur Herstellung zweidimensionaler textiler Strukturen zum Einsatz:

- eine Nähwirkmaschine vom Typ Malimo, Modell 14024 für die Herstellung von multiaxialen Gelegen (Bezeichnung der Textilien: NWM3-xxx-xx);
- eine Nähwirkmaschine vom Typ Malimo, Modell 14016 für die Herstellung von Parallelschussgelegen (Bezeichnung der Textilien NWM4-xxx-xx);

Die mit diesen Maschinen hergestellten textilen Bewehrungen werden auch kurz als Nähgewirke oder Gelege bezeichnet. Bei allen verwendeten Flächenbildungstechnologien wird das in Produktionsrichtung laufende Garn als Kettfaden bezeichnet. Beim Drehergewebe und bei den Parallelschussgelegen ist eine zweite Faserschar senkrecht zur Produktionsrichtung angeordnet und wird als Schussfaden bezeichnet. Bei den multiaxialen Gelegen können neben den Kettfäden parallele Faserscharen in bis zu drei weiteren Ebenen angeordnet werden. Die Winkel zum Kettfaden sind frei wählbar im Bereich $-30 \dots -90^\circ$ und $+30 \dots +90^\circ$.

Für die vorliegende Arbeit wurden ausschließlich orthogonale Gelege verwendet, das heißt, es sind jeweils zwei Fadenlagen in einem Winkel von 90° angeordnet. In Ausnahmefällen ist noch eine dritte Fadenschar vorhanden. Diese wurde aus herstellungstechnischen Gründen benötigt und besteht aus Materialien, die von der Tragwirkung her

⁹Eindimensionale Textilien sind z. B. Geflechte in Form von Seilen, entsprechend gibt es auch dreidimensionale Strukturen, beide werden aber in dieser Arbeit nicht verwendet.

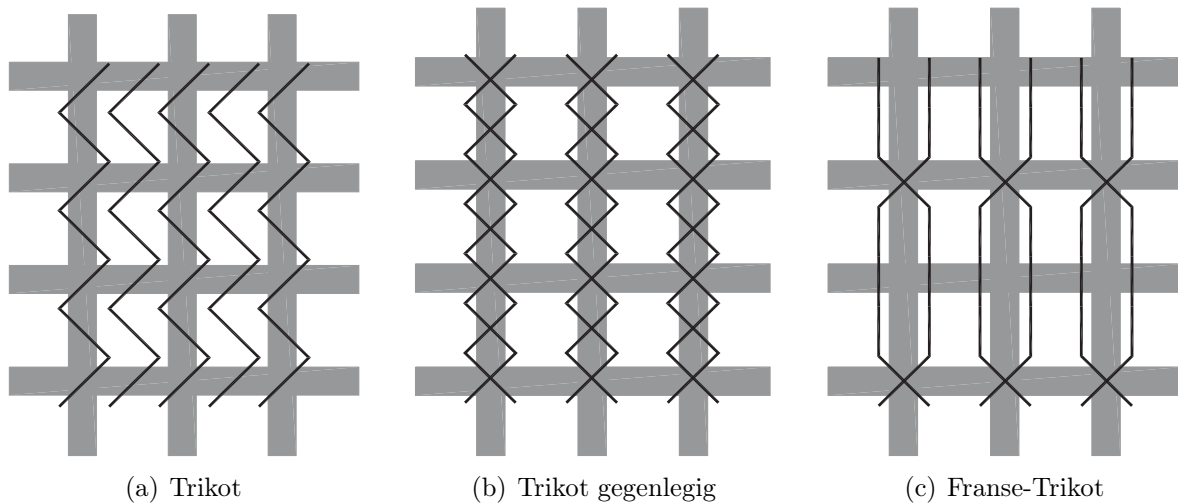


Bild 2.9: Schematische Darstellung der verwendeten Bindungen (entnommen aus [48])

gegenüber den eigentlichen Bewehrungsgarnen vernachlässigt werden können. Anhang C enthält eine detaillierte Darstellung des Aufbaus aller verwendeten Textilien und fotografische Abbildungen. Für vergleichende Untersuchungen wurden im Handel erhältliche Drehergewebe (Bild 2.8(b)) aus AR-Glas Filamentgarnen hinzugezogen.

Auf den beiden Nähwirkmaschinen lassen sich verschiedene Bindungsvarianten realisieren: Trikot, Trikot gegenlegig, Franse-Trikot. Diese drei Namen beschreiben verschiedene Varianten der Maschenbildung des Nähfadens. Bild 2.9 zeigt eine schematische Darstellung der für die Textilien verwendeten Bindungen, Bild 2.10 beispielhafte fotografische Abbildungen. Neben der Bindung beeinflussen auch die Fadenspannung, die Stichlänge¹⁰ und das Material für den Nähfaden das Aussehen und die Eigenschaften der textilen Struktur in weiten Grenzen.

Über die Fadenspannung des Nähfadens liegen keine konkreten Angaben vor. Bei der Herstellung wird jeweils ein Optimum eingestellt. Eine zu hohe Fadenspannung führt zu einer starken Relaxation des Textils, verbunden mit Änderungen der Geometrie und Schlaufenbildung, da sich im fertigen Textil der unter Spannung stehende niedermodulige Nähfaden anders verformt als die Filamentgarne aus AR-Glas. Eine geringe Nähfadenspannung mindert diese unerwünschten Eigenschaften, senkt aber gleichzeitig die Verschiebefestigkeit und damit die Handhabbarkeit der textilen Struktur. Schlaufenbildung, Relaxation und Verschiebefestigkeit sind daneben auch abhängig von der Maschenweite, den Eigenschaften der AR-Glas Filamentgarne, der Anzahl und Anordnung der Bewehrungsfasern innerhalb des Textils, den Eigenschaften des Nähfadens und der gewählten Bindung. Bedingt durch diese komplexen Zusammenhänge lässt sich für die Nähfadenspannung kein pauschaler optimaler Wert angeben.

Bild 2.10 zeigt Vorder- und Rückansicht einiger der in dieser Arbeit näher untersuchten Bindungsvarianten mit einem texturierten Polypropylen-Nähfaden bei gleicher Stichlänge am Beispiel eines Garnes vom Typ NEG-ARG620-01 als Kettfaden. Die Aufmerksamkeit soll vor allem auf die Veränderung der Geometrie der Bewehrungsfäden (d. i. im Bild

¹⁰Der Abstand der Nadelstiche in Kettrichtung wird als Stichlänge bezeichnet.

die vertikale Faser) und die Veränderungen der für den Verbund zur Verfügung stehenden Oberfläche gelenkt werden. An anderer Stelle in dieser Arbeit wird noch gezeigt, dass die durch den Nähfaden abgedeckten Flächen nicht oder nur sehr eingeschränkt für den Verbund zum Beton zur Verfügung stehen und dass dieser Effekt große Auswirkungen auf das Tragverhalten des Verbundwerkstoffes hat.

Die verwendeten Textilien unterscheiden sich in der Feinheit und dem Material der Filamentgarne, Fasermenge je Richtung (Maschenweite), Bindungsart (Bindung, Stichlänge, Fadenspannung, Nähgarnmaterial) und in einigen Fällen im Abschnitt 7 durch eine nachträglich applizierte Imprägnierung. Anhang C enthält alle verwendeten Textilien mit ihren wesentlichen geometrischen Eigenschaften.

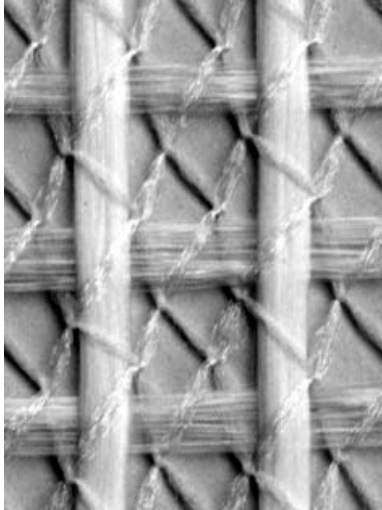
2.5.3 Eigenschaften

Die Textilien wurden am Institut für Textil- und Bekleidungstechnik der TU Dresden einer Zugprüfung nach ISO 4606 unterzogen (siehe Bilder 2.11 und 2.12). Bei den Festigkeiten konnten keine gravierenden Unterschiede zwischen den verschiedenen Bindungsvarianten festgestellt werden¹¹.

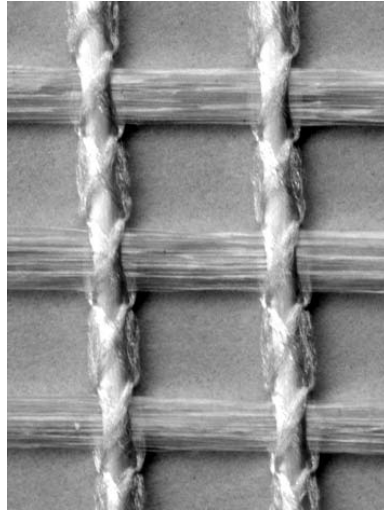
Die Ergebnisse der E-Modulprüfung zeigen den Einfluss der Spannung des Nähfadens. Der E-Modul erreicht nur etwa 45 ... 65 % der Werte der Prüfung am Filamentgarn (Bild 2.11(b)). Die geringen Werte sind durch die Messmethode zu erklären. Die Verformungen wurden nicht direkt an der Probe, sondern als Traversenweg der Prüfmaschine gemessen. Die Verformungsanteile in der Lasteinleitung und den Adapterteilen der Prüfmaschine werden bei der Messung mit erfasst (siehe OFFERMANN ET AL. [48]) und vergrößern so scheinbar die Verformungen. Auf die wahre Größe des Elastizitätsmoduls sind folglich mit dieser Messmethode kaum Rückschlüsse möglich. Der so ermittelte Elastizitätsmodul am Textil wird aus diesem Grund für weitere Untersuchungen in dieser Arbeit nicht verwendet.

Interessant ist der Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie zu Beginn der Belastung in Bild 2.12. Die Bindung Trikot-gegenlegig zeigt eine Krümmung der Kurve am Anfang und größere absolute Verformungen. Das wird von OFFERMANN ET AL. [48] mit der Nähfadenspannung und einer Relaxation der Struktur begründet. Die Relaxation verursacht eine wellige Struktur der AR-Glas Filamentgarne. Bei Belastung wird die wellige Struktur geradegezogen. Das äußert sich in einem zunehmenden Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie zu Beginn der Belastung und in größeren Absolutverformungen im Vergleich zu anderen Bindungen.

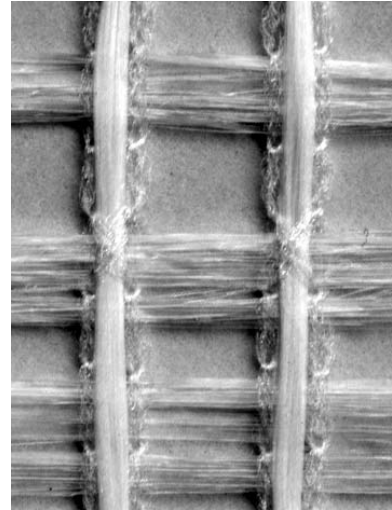
¹¹Es sei darauf hingewiesen, dass das verwendete Prüfverfahren die Kräfte mit einfachen Klemmen einleitet. Das heißt, die Kräfte werden in die Filamente direkt und nicht über Reibung eingeleitet. Daher gelten für die Bewertung dieser Prüfverfahren die gleichen Schlussfolgerungen wie für die Garnprüfung nach ASTM D2256, siehe Abschnitt 2.4.2.4.



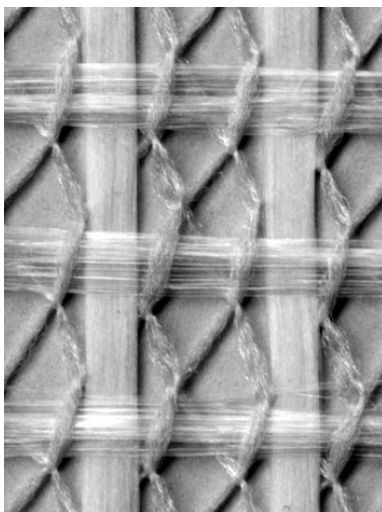
(a) Trikot



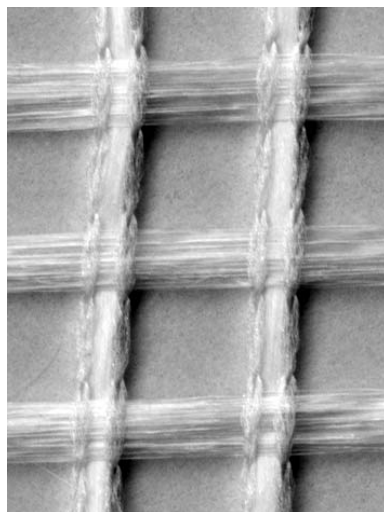
(b) Trikot gegenlegig



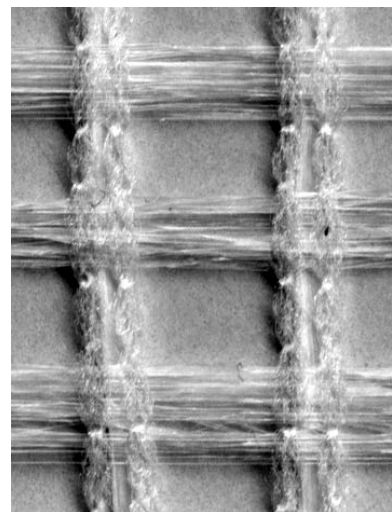
(c) Franse-Trikot



(d) Trikot



(e) Trikot gegenlegig



(f) Franse-Trikot

Bild 2.10: Ansicht der unterschiedlichen Bindungsvarianten bei gleicher Stichlänge (a bis c Oberseiten, d bis f Unterseiten)

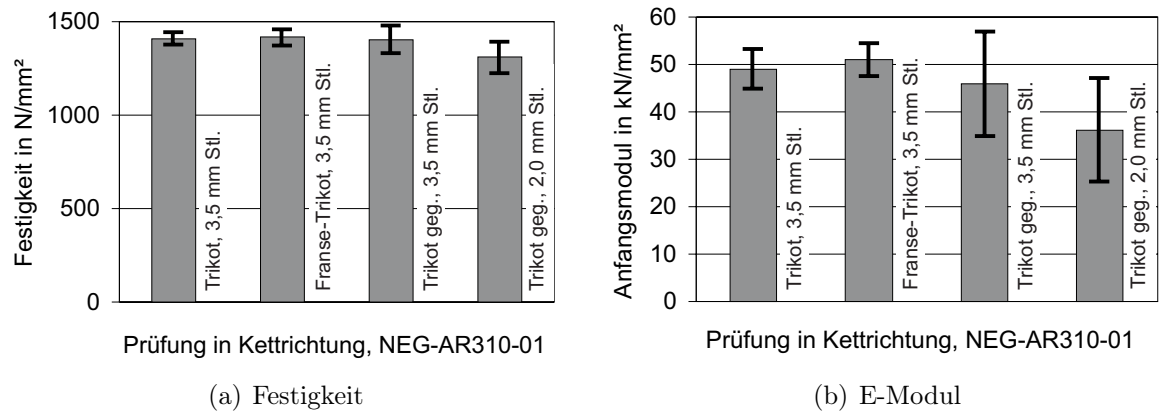


Bild 2.11: Eigenschaften biaxialer Strukturen nach OFFERMANN ET AL (entnommen aus [48])

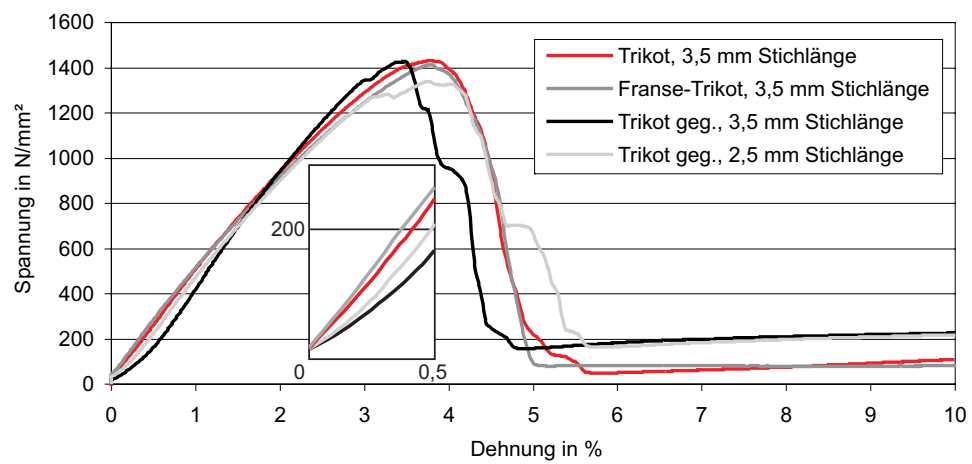


Bild 2.12: Spannungs-Dehnungs-Verhalten biaxialer Strukturen in Kettrichtung (entnommen aus [48])

3 Experimentelle Methoden

3.1 Einaxiale Zugversuche am Dehnkörper

3.1.1 Allgemeines

Aufgrund der unzureichenden Kenntnisse über die Verbundeigenschaften von Endlosfasern und textilen Bewehrungen im Beton bilden experimentelle Untersuchungen am Verbundwerkstoff z. Z. den zuverlässigsten Weg zur Beschreibung des Tragverhaltens. Solche experimentellen Untersuchungen können auf verschiedenen Niveaus stattfinden. Im Mikrobereich werden einzelne Filamente aus der Matrix ausgezogen oder das Verhalten einzelner Filamente bei Belastung einer Probe wird beobachtet. Auszugversuche eines Garnes können dem Meso-Level zugeordnet werden. Auf dem makroskopischen Level sind Bauteilversuche typisch, z. B. werden Biege- oder Dehnkörperversuche an platten- oder scheibenförmigen Probekörpern verwendet, um das Verhalten von bewehrtem Beton zu beschreiben.

Biegeversuche sind erheblich einfacher durchzuführen als Dehnkörperversuche. Für die Lasteinleitung reichen einfache Rollen aus, um die gelenkige Lagerung zu realisieren. Schwierigkeiten sind kaum zu erwarten. Die Anforderungen an die Genauigkeit der Messungen sind geringer, da die Verformungen um ein Vielfaches größer sind als bei Dehnkörperversuchen. Nachteil der Biegeversuche ist, dass Druck- und Zugzone beidermaßen das Ergebnis beeinflussen. Die Gegenüberstellung von verschiedenen Varianten textiler Bewehrung gibt zwar unmittelbar Aufschluss über das Bauteilverhalten, Rückschlüsse auf die Eigenschaften der Bewehrung sind aber nur indirekt möglich und mit vielen Unsicherheiten behaftet. Da die Tragfähigkeit sehr stark vom Hebelarm der inneren Kräfte abhängig ist, führen schon geringe Abweichungen der Bauteildicke und der Lage der Bewehrung zu größeren Änderungen des Ergebnisses. Auf die Trageigenschaften der Bewehrung muss auf rechnerischem Weg indirekt über das Kräftegleichgewicht am Querschnitt geschlossen werden. Dazu ist es notwendig, die Verformungen in der Betondruckzone ausreichend genau zu beschreiben, was gerade bei sehr schlanken Biegekörpern einige Schwierigkeiten aufwirft.

Für *Dehnkörperversuche* ist die Durchführung aufwändiger. Wahrscheinlich werden Dehnkörperversuche deshalb seltener verwendet als Biegeversuche. Generell verdient die Frage der Lasteinleitung beim Dehnkörperversuch besondere Beachtung. Die Herausforderung besteht in der Suche nach einer Lösung, die störende Einflüsse – z. B. eine Kerbwirkung – und damit ein vorzeitiges Versagen an der Lasteinleitung vermeidet. Die Messung der makroskopischen Verformungseigenschaften des untersuchten Baustoffes ist mit verhältnismäßig einfachen Mitteln und hoher Genauigkeit möglich und unempfindlich gegenüber Störeinflüssen. Bewährt haben sich anklemmbare Messaufnehmer mit Schneidenlagerung, die eine Punkt zu Punkt Messung ermöglichen. Die Kraft wird durch einen in

der Zugkette angeordneten Kraftaufnehmer ermittelt, der auch in die Prüfmaschine integriert sein kann. Wesentlicher Vorteil von Dehnkörperversuchen ist, dass das Kraft-Verformungs-Verhalten des Verbundwerkstoffes direkt abgelesen werden kann. Die Ergebnisse der Dehnkörperversuche sind gut geeignet, um Materialgesetze, bspw. für numerische Verfahren (verschmierte Abbildung der Bewehrung bei der FE-Methode), abzuleiten.

Für eine diskrete Modellierung der Bewehrung bei der numerischen Simulation mit Hilfe der FE-Methode sind Informationen über die Verbundeigenschaften der Bewehrung erforderlich. Meist werden für deren Beschreibung sogenannte Schubspannungs-Schlupf-Beziehungen verwendet. Solche Informationen können aus den Dehnkörperversuchen nur indirekt abgeleitet werden und sind mit entsprechenden Unsicherheiten behaftet. Für die Ermittlung von Schubspannungs-Schlupf-Beziehungen werden spezielle Verbundversuche an stabförmigen Bewehrungen und Fasern durchgeführt, z.B. Auszugversuche. Dabei wird die Bewehrung aus der Matrix bzw. dem Beton ausgezogen und die Kraft sowie die zugehörige Verformung werden gemessen. Zur Überführung der gemessenen Auszugkraft in eine Schubspannung ist noch die Kenntnis der Verbundfläche erforderlich. Sie ergibt sich aus Umfang und Länge der eingebetteten Bewehrung. Die Länge ist bekannt, weil sie bei der Herstellung der Proben vorgegeben wird. Der Umfang der hier verwendeten Filamentgarne ist von mehreren Faktoren abhängig und muss am Verbundwerkstoff durch geeignete Verfahren ermittelt werden.

Da die Ergebnisse experimenteller Prüfungen von Baustoffeigenschaften immer auch von den Prüfbedingungen im Labor abhängen, diese praktisch nie mit denen am Bauwerk identisch sind, ist die Wahl eines geeigneten Prüfverfahrens von herausragender Bedeutung. Im vorliegenden Fall soll die Prüfung einerseits die Eigenschaften des Werkstoffes Textilbeton beschreiben, andererseits sollen laminierte Schichten aus diesem Werkstoff zur bautechnischen Verstärkung bestehender Bauteile eingesetzt werden. Für diese Anwendung werden zwei Herstellungstechniken favorisiert: erstens die Laminierung von Hand und zweitens das Sprühverfahren¹. Die vorliegenden Erfahrungen zeigen, dass die Herstellungstechnologie einen spürbaren Einfluss auf das Verhalten des Verbundwerkstoffes hat. Aus diesem Grund müssen in den Versuchen beide Herstellungsverfahren berücksichtigt werden können.

3.1.2 Bemerkungen zu Auszugversuchen

Um detaillierte Informationen zum Verbundverhalten zu gewinnen, werden Auszugversuche durchgeführt. Dabei werden die Untersuchungen auf einen Ausschnitt des Verbundwerkstoffes begrenzt, der für das Verbundverhalten möglichst repräsentativen Charakter besitzt.

Von Verbundversuchen an Stabstahl und Beton ist bekannt, dass die Art und Weise der Lasteinleitung in den Betonkörper entscheidenden Einfluss auf das Ergebnis hat. Aus diesem Grund wurden in der Vergangenheit eine Vielzahl unterschiedlicher Versuchsaufbauten entwickelt. Im Fall von Stahlbeton ist fast allen gemeinsam, dass ein

¹Die Namenswahl Sprühverfahren soll darauf hindeuten, dass die Aufprallenergie des Sprühgutes hinsichtlich einer Schädigung der verwendeten Hochleistungsfasern gegenüber dem klassischen Spritzbeton optimiert werden soll.

einzelner Stab mit einer definierten Einbindelänge meist weggesteuert aus einem Betonkörper ausgezogen wird. Die Aufbauten unterscheiden sich hauptsächlich in der Form des Betonkörpers, der Verbundlänge und in der Form der Lasteinleitung in den Betonkörper. Für die Messung der Verformungen und Kräfte gibt es zahlreiche Möglichkeiten. Es wird generell angestrebt, so nah wie möglich an der Verbundfläche zu messen, da die gemessenen Kraft-Verschiebungs-Kurven das Verbundinterface beschreiben sollen.

Für monofile² Fasern haben die Versuchsaufbauten grundsätzlich einen analogen Aufbau. Der größte Unterschied liegt in den geringen Abmessungen der Fasern, die mehrere Größenordnungen unter denen der Stahlbewehrung liegen können. Die freie Länge der Faser – d.i. die Länge vom Austritt aus der Matrix bis zur Lasteinleitung – ist im Vergleich zum Durchmesser der Fasern wesentlich größer als bei Stahlauszugversuchen. Darüber hinaus ist es meist nicht möglich, direkt die Verschiebung zwischen Faser und Matrix an der Austrittsstelle der Faser zu messen. Üblicherweise wird als Verschiebung die Relativverschiebung zwischen Lasteinleitungsstruktur und Grundkörper verwendet.

Bei Filamentgarnen, die aus mehreren hundert oder tausend Filamenten bestehen, verändern sich die Ansprüche an den Versuchsaufbau sehr stark. Grundsätzlich besteht die Aufgabe, die Kraft-Verschiebungs-Kurve zu bestimmen. Die Besonderheit solcher Fasern besteht darin, dass sie nicht als homogenes Element wirken, sondern selbst schon einen außerordentlich komplexen Verbundwerkstoff darstellen. Auch innerhalb der Faser können Verschiebungen auftreten (siehe Abschnitt 4). Die Lasteinleitung müsste theoretisch in der Lage sein, alle Filamente eines Bündels mit einer gegenüber der Einbettlänge vernachlässigbaren freien Länge zu erfassen. Praktisch sind bei vielen dem Verfasser bekannten einseitigen Auszugversuchen³ so große freie Längen vorhanden, dass im Verbundwerkstoff nachweislich vorhandene unterschiedliche Belastungen verschiedener Filamente des Garnes aufgrund unterschiedlicher Verbundeigenschaften zur Matrix durch die große freie Länge weitgehend ausgeglichen werden. Die freie Länge führt also zu einem quasi kraftgesteuerten Auszugversuch, bei dem alle Filamente eines Garnes mit der gleichen Kraft ausgezogen werden. Für Auszugversuche, die das Verbundverhalten wirklichkeitsnah beschreiben sollen, ist eine freie Länge anzustreben, die mindestens eine Größenordnung unter der Einbettungslänge bzw. bei großen Einbettlängen eine Größenordnung unter der Lasteinleitungslänge der Bewehrung liegt.

Diese Anforderung versucht der doppelseitige Auszugversuch – beispielsweise von BRAMMESHUBER in [26], S. 235 ff. bzw. BANHOLZER [64] oder WEISE ET AL. [73] – zu erfüllen. Insbesondere die mit der freien Länge zusammenhängenden Kritikpunkte sind behoben. Beim doppelseitigen Auszugversuch wird ein Garn in einen Betonkörper eingebaut und mit einer Kerbe ein Riss vorgegeben. Bei der Belastung werden die Kraft und die Rissöffnung gemessen. Die halbe Rissbreite wird als Schlupf interpretiert. Der Betonkörper ist so dimensioniert, dass er bis auf den einen vorgegebenen Riss ungerissen bleibt. Eine Variante stellt der von KRÜGER ET AL. [74] vorgestellte zweiseitige Auszugversuch dar,

²Monofile Fasern bestehen aus einem einzelnen Querschnitt. Stahlfasern sind ein Beispiel für monofile Fasern. Im Gegensatz dazu bestehen Filamentgarne aus mehreren hundert bis tausend Elementarfasern, den Filamenten. Filamentgarne aus AR-Glas und Carbon sind Beispiele für Filamentgarne.

³Bei BANHOLZER [71] beträgt die freie Länge 125 mm bei einer Einbettlänge von 10 mm. Bei REINHARDT & KRÜGER [72] liegt die Einbettungslänge bei 40 mm und die freie Länge bei 50 mm.

bei dem auf einer Seite eine sehr große Einbettlänge vorhanden ist und auf der anderen Seite eine sehr viel kürzere und variable Verbundlänge im Auszugversuch geprüft wird. Einige Kritikpunkte bleiben aber auch beim zweiseitigen Auszugversuch bestehen. Betroffen sind:

- **Die geometrischen Eigenschaften der Verbundfläche**

Ist die Verbundlänge so kurz, dass die Fasern nicht versagen, so entspricht die Länge der Verbundfläche der Einbettlänge. Werden jedoch größere Einbettlängen gewählt, so ist mit dem Versagen einzelner Filamente zu rechnen. Wie viele Filamente zu welchem Zeitpunkt und an welcher Stelle versagen, kann bisher nach Wissen des Verfassers noch nicht zuverlässig ermittelt werden.

Von REINHARDT & KRÜGER [72] wurden begleitende Untersuchungen mit akustischer Emissionsmessung vorgestellt. Dabei konnten eine Vielzahl Schallereignisse im Verbundbereich detektiert werden. Nach Erreichen des Maximums der Kraft-Verformungs-Kurve wird von REINHARDT & KRÜGER aufgrund von Indizien geschlossen, dass die Schallereignisse von Filamentbrüchen stammen. Gleichzeitig wird eingeräumt, dass die Fasern nachweislich außerhalb der Probe versagten und aufgrund der Versuchsanordnung die Versagensorte innerhalb der Probe lokalisiert werden. Es ist also noch ungeklärt, welche Filamente mit welcher Länge zu welchem Zeitpunkt zur Lastabtragung beitragen. Folglich ist es nicht möglich, die Last-Verformungs-Kurve einer entsprechenden Verbundfläche zuzuordnen.

BANHOLZER hat auf der Lastseite seiner Auszugversuche eine Lichtquelle angeordnet und die lastabgewandte Seite der Auszugkörper beobachtet. Versagt ein Filament, so wird an der Bruchstelle die Lichtleitung gestört und die beobachtete Helligkeit verringert sich. Die lastabgewandte Seite wird mit einer digitalen Kamera beobachtet, wobei ein Filament mit etwa 16 Pixeln aufgelöst ist. Damit lassen sich versagende Filamente im Querschnitt anhand der Verringerung der Helligkeit beim Versagen zuverlässig lokalisieren. Eine Lokalisierung des Versagens entlang der Filamentachse ist nicht möglich.

- **Die Möglichkeiten der Messdatenerfassung**

Die Verformungen können nur an der Oberfläche des Betonkörpers gemessen werden. Statt der Verschiebung der Faser gegenüber dem Betonkörper wird beim zweiseitigen Auszugversuch die Rissöffnung gemessen. Allerdings kann angenommen werden, dass bei derart geringen Belastungen im Beton die Betonverformungen vernachlässigt werden können und die Messungen an der Oberfläche der Probekörper eine ausreichende Qualität aufweisen (BRAMESHUBER ET AL. [75]).

- **Die Verbundeigenschaften innerhalb des Garnquerschnittes**

Innerhalb des Faserquerschnittes bestehen große Unterschiede bei der Qualität des Verbundes. Aus den Ergebnissen der durchgeführten Dehnkörperversuche lässt sich für einige Materialien folgern, dass die Verbundspannungen im Inneren eines Faserbündels um mehr als eine Größenordnung unter denen an der Faser-Matrix-Grenzfläche liegen. Bei kurzen Verbundlängen ist es deshalb schwierig, die Beteiligung der Filamente im Inneren eines Garnes korrekt zu erfassen. Bei ausreichend

langen Einbettlängen ist – wie oben schon angesprochen – mit einem Versagen der äußeren Filamente zu rechnen. Die Herausforderung besteht also entweder in der richtigen Erfassung der Mitwirkung der inneren Filamente eines Garnes oder der Beschreibung der Verbundflächen, die effektiv wirksam sind – oder beidem gleichzeitig.

Unter diesen Voraussetzungen wird versucht, aus den Versuchsergebnissen auf ein Schubspannungs-Schlupf-Verhalten zu schließen. HEGGER ET AL. [26] verfolgen eine Methode zur Simulation des Verbundwerkstoffes, die sich auf die Ergebnisse von zweiseitigen Auszugversuchen stützt.

3.1.3 Stand des Wissens

Für Dehnkörperversuche an zementgebundenen Verbundwerkstoffen mit Bewehrung aus Fasern und Textilien wurden überwiegend kleinformartige, scheibenförmige Probekörper mit einer Breite von 25 bis 100 mm, einer Dicke von 5 bis 38 mm und Längen zwischen 80 und 900 mm dokumentiert (siehe Tabelle 3.1). Die in der einschlägigen Literatur dokumentierten Dehnkörperversuche lassen sich nach der verwendeten Prüfkörperform in taillierte und nicht taillierte Prüfkörper unterscheiden. Die Taillierung im Lasteinleitungsbereich soll ein vorzeitiges Versagen in diesem Bereich verhindern, da sich dort Störungen praktisch nicht vollständig vermeiden lassen.

Für die Einleitung der Prüflasten werden form- oder kraftschlüssige Methoden verwendet. Formschlüssige Methoden sind meist aufwändiger in der Herstellung. Kraftschlüssige sind dagegen einfacher zu realisieren, es werden aber zusätzliche Beanspruchungen auf den Prüfkörper übertragen. Die Lasteinleitung erfolgt überwiegend durch eine direkte Klemmung der Proben in der Prüfmaschine. PELED ET AL. [86] haben bei Untersuchungen mit Polyethylen-Fasern die Fasern direkt in der Lasteinleitung geklemmt. Die direkte Klemmung der aus der Probe herausstehenden Bewehrung ist jedoch nur für duktile Bewehrungsmaterialien geeignet. Für das in der vorliegenden Arbeit untersuchte spröde Material Glas ist eine direkte Klemmung der Fasern nicht sinnvoll.

Neuere Untersuchungen am Textilbeton von MOLTER [84] verwenden breitere und längere Proben ($900 \times 100 \times 10 \dots 30$ mm, siehe Bild 3.1(c)) mit einer Taillierung in Dickenrichtung. Die Lasteinleitung ist durch aufgeklebte Metalllaschen und durchgesteckte Bolzen realisiert. Durch den Bolzen werden die Fasern vermutlich unterbrochen, mithin verbleiben effektiv nur 135 mm Lasteinleitungslänge. Die Taillierung ist nach Angaben von MOLTER so gestaltet, dass der Beton im Lasteinleitungsbereich rissfrei bleibt. Es kann also etwa eine Prüflast in Höhe der dreifachen Risslast des Betons aufgenommen werden. Nach HEGGER ET AL. [90] entstehen ungünstige Beanspruchungen in den Bewehrungsfasern im Bereich der Taillierung und führen zu einem Versagen der Probekörper unmittelbar an der Taillierung.

HEGGER ET AL. plant der Einsatz von Dehnkörpern mit Abmessungen von $160 \text{ cm} \times 10 \text{ cm} \times 5,5 \text{ cm}$ mit einer Taillierung im Lasteinleitungsbereich auf 17,5 cm in Breitenrich-

Tabelle 3.1: Abmessungen von Dehnkörpern und Belastungsgeschwindigkeiten in der Literatur

Name	Quelle	Material	Länge mm	Breite mm	Dicke mm	Taillierung mm	Prüfgeschw. mm/min
AVESTON ET AL.	[76]	Glas	300	30	10	–	
GOPALARATNAM & SHAH	[77]		305	76	19	–	
GOPALARATNAM & SHAH	[77]		305	76	38	–	
HANNANT	[78]		300	25	6	–	
HIBBERT & HANNANT	[79]		500	350	7	–	
MASHIMA ET AL.	[80]		300	25	6	–	
KAKEMI & HANNANT	[81]	AR-Glas + PP	300	25	6	–	10 mm/min
KAKEMI ET AL.	[82]	AR-Glas	90	15	6	–	2 mm/min
KANDA & LI	[31]		80	30	?	doppelte Breite	
KANDA & LI	[32]		305	76,2	12,7	–	
MOBASCHER & SHAH	[83]		305	50,8	13	–	
MOLTER	[84]	AR-Glas	900	100	10	30 (Dicke)	
OHNO ET AL.	[85]	PP	300	25	5	10 mm/min	
OHNO ET AL.	[85]		60	10	5	–	
PELED ET AL.	[86]		110	20	15	–	15 mm/min
ORLWOSKI ET AL.	[87, 88, 89]	AR-Glas	500	60	6	100 (Breite)	
WEISE ET AL.	[73]	AR-Glas	200	50	5	10 (Dicke)	
XU ET AL.	[38, 40]	PVA	300	25	7	–	10 mm/min

tung⁴. Der Messbereich soll 50 cm, die Taillierung 12,2 cm und der Lasteinleitungsbereich jeweils 35 cm lang sein. Der lange Lasteinleitungsbereich ist für zahlreiche textile Bewehrungen von Vorteil. Dem Verfasser stand keine geeignete Maschine zur Verfügung, mit der sich solche Längen hätten realisieren lassen.

ORLOWSKI ET AL. [87, 88, 89] verwenden eine taillierte Streifenprobe (TSP). Der Dehnkörper hat im 250 mm langen Messbereich Abmessungen von 60 mm \times 6 mm und verbreitert sich in Form einer Klotzform auf 100 mm im direkt Lasteinleitungsbereich. Die Profilierung wird am erhärteten Probekörper durch einen Fräser realisiert. Die Gesamtlänge beträgt 500 mm. Die Lasteinleitung erfolgt an der Taillierung über formschlüssige Stahlteile. Nach ORLOWSKI hat sich die Lasteinleitung über aufgeklebte Platten nicht bewährt. Zur Vermeidung eines Auszugversagens werden die überstehenden Rovings am Probenende teilweise auf einer Länge von 10 mm in Epoxdharz eingebettet.

Die Herstellung erfolgt sowohl bei ORLOWSKI ET AL. als auch bei MOLTER auf der Längsseite stehend in einer geschlossenen Form durch ein Injektionsverfahren. Nachteil ist nach Meinung des Verfassers der durch die Herstellungsmethode nach oben stark eingeschränkte Bewehrungsgrad. Die Autoren nennen weniger als 1,5 Vol.-% als Maximalwert. Allerdings bietet diese Herstellungsmethode eine interessante Alternative zur lagenweisen Herstellung.

In früheren Untersuchungen am Institut für Massivbau von DUGAS & WEISE wurden Probekörper mit den Abmessungen 100 mm \times 500 mm (Bild 3.1(a)) verwendet (CURBACH & JESSE [91]). Die Breite von 100 mm wurde gewählt, um dem Charakter der Bewehrung und dem großen Abstand der Faser Rechnung zu tragen. Die Dicke der Proben war von der Anzahl der textilen Bewehrungslagen abhängig. Für jede textile Bewehrungslage wurde eine Feinbetonschicht von 2 mm Dicke eingebaut. Beispielsweise sind bei einer fünflagigen Bewehrung sechs Schichten Feinbeton erforderlich. Das ergibt eine nominelle Dicke der Proben von etwa 12 mm.

Die Herstellung erfolgte liegend durch lagenweises Laminieren als Platte mit Abmessungen von 600 mm \times 1100 mm, aus denen die einzelnen Probekörper mit den oben genannten Maßen ausgeschnitten wurden.

Die Zugkraft wurde über 5 mm dicke, aufgeklebte Stahlplatten von 100 mm \times 100 mm eingeleitet. In den Stahlplatten und der Betonprobe war ein Loch, in dem ein Bolzen die Zugkraft in die beiden Stahlplatten einleitete. Das Loch im Beton war geringfügig größer zur Vermeidung einer direkten Kraftübertragung vom Lasteinleitungsbolzen auf den Betonkörper.

Zur Vermeidung eines Versagens unmittelbar an oder in der Nähe der Lasteinleitung dienten mehrere zusätzliche Bewehrungsstreifen von jeweils 125 mm Länge an den Enden der Probekörper. Das Ende dieser textilen Zusatzbewehrung befindet sich planmäßig am Anfang des Messbereiches. Da sich die Position dieser Bewehrungsstreifen nicht millimetergenau realisieren lässt, kann eine Lage im Messbereich und damit eine Beeinflussung des Messbereiches nicht mit Sicherheit ausgeschlossen werden.

⁴Diese Angaben wurden dem Forschungsantrag unter dem Förderkennzeichen AiF 97 ZN / DBV 246 entnommen. Dabei handelt es sich um experimentelle Untersuchungen an Dehnkörpern mit Bewehrung.

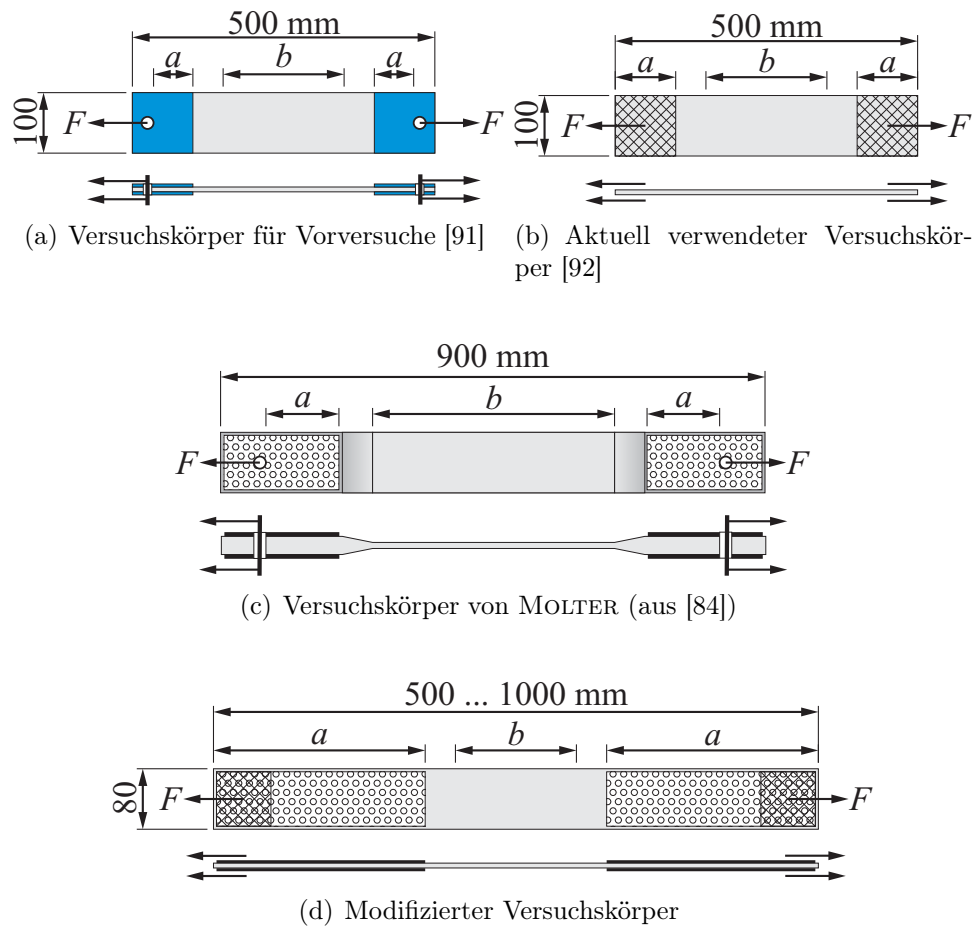


Bild 3.1: Entwicklung der Versuchskörperform für uniaxiale Faserausrichtung

Als nachteilig haben sich bei dem Versuchskörper nach Bild 3.1(a) die nachfolgend aufgeführten Merkmale herausgestellt:

- Die Herstellung ist durch das beidseitige Aufkleben der Lasteinleitungsplatten und der Messböckchen für die Wegaufnehmer sehr aufwändig.
- Die maßgebende Verankerungslänge der Fasern entspricht dem Maß a in Bild 3.1(b)). Der Lochdurchmesser beträgt 12 mm. Auf schätzungsweise 12 bis 15 % der Probenbreite wird dadurch die Verankerungslänge reduziert. Dadurch kann in den übrigen Bereichen die volle Lasteinleitungslänge formal nicht genutzt werden.
- Da keine mechanischen Zentrierhilfen vorhanden sind, ist das Einrichten der Probe für eine Lagerung mit möglichst geringen Biegemomenten schwierig. Die Vorverformung der Probe behindert eine messtechnische Beurteilung der genauen Einrichtung der Probe.
- Die Lasteinleitungsplatten müssen aufwändig wiedergewonnen werden (Abbrennen, Reinigen, Richten). Beschädigungen der Probekörper beim Abbrennen der Lasteinleitungsplatten sind nicht zu vermeiden, so dass eine weitergehende Auswertung erschwert wird.
- Die unterschiedlichen Prüfkörperdicken haben Einfluss auf das Betongefüge in Dickenrichtung, da der Wandeffect⁵ unterschiedlich große Bereiche der Prüfkörper erfasst.
- Zur Messung wurden auf den Probekörper aufgeklebte Messböckchen und induktive Wegaufnehmer eingesetzt. Diese Lösung erforderte Klebeflächen, die in Belastungsrichtung einer Länge von etwa 10 % des Messbereiches entsprechen. Das führt nachweislich zu einer Beeinflussung des Tragverhaltens des Probekörpers, wie es aus dem veränderten Rissbild in der Umgebung der Messböckchen in Bild 3.2 erkennbar ist.

Ausgehend von den genannten Nachteilen wurden Änderungen am Versuchsaufbau von DUGAS & WEISE vorgenommen. Das waren in erster Linie Modifikationen, die der Vermeidung von Störeinflüssen dienen. Maßnahmen, die den Aufwand bei der Durchführung der Versuche reduzieren, wurden ebenfalls berücksichtigt. Grundsätzlich wurde zu Projektbeginn eine Entscheidung für folgende Merkmale des Versuchsaufbaus getroffen (Bild 3.1(b)):

- Einheitliche Dicke der Prüfkörper zur Minimierung der Einflüsse aus unterschiedlichen Probekörperdicken, unabhängig von der Lagenanzahl der Bewehrung,

rungen aus laminierten Carbonfasern zur Rissbreitenbeschränkung in Bodenplatten aus selbstverdichtendem Beton (SVB)

⁵Durch die Schalhaut wird am Rand die Ausbildung des homogenen Gefüges entsprechend der Sieblinie verhindert. Es kommt zu einer Ansammlung von feineren Bestandteilen in den Zwickeln der großen Zuschlagkörner.

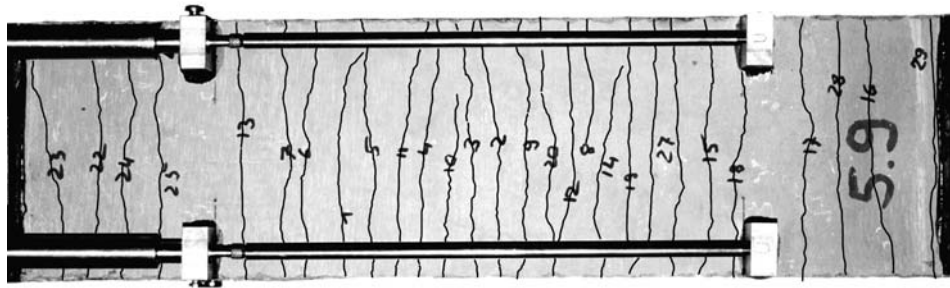


Bild 3.2: Rissbild der Dehnkörper aus den Vorversuchen mit Störung im Bereich der aufgeklebten Messböckchen

- Liegende Herstellung eines großen scheibenförmigen Elementes in einer Schalung, aus dem nach dem Ausschalen die endgültigen Probekörper ausgeschnitten werden,
- Lasteinleitung mit geometrischer Zentrierhilfe und vollgelenkiger Lagerung,
- Lasteinleitung durch Klemmen ohne aufwändige Klebe- und Folgearbeiten an den Lasteinleitungsplatten und
- Realisierung einer punktförmigen Erfassung der Verformungen ohne Beeinflussung des Rissbildes im Messbereich.

3.1.4 Versuchsaufbau

3.1.4.1 Betonrezeptur

Als Matrix wird ein Feinbeton mit der Zusammensetzung nach Tabelle 2.1 verwendet. Für die Entwicklung der Rezeptur wurde das folgende – gemeinsam mit den Teilprojekten A2, C1 und D1 des SFB 528 erarbeitete – Anforderungsprofil zu Grunde gelegt:

- *Festigkeit:* Für die Zugfestigkeit wurde ein Wert von mehr als 3 bis 4 N/mm² angestrebt. Aus früheren Untersuchungen lagen Erfahrungen vor, dass diese Mindestfestigkeit für die Handhabung der Versuchskörper bei der Probenvorbereitung erforderlich ist (DUGAS [93], CURBACH & JESSE [91]). Für die Ermittlung der Spannungs-Dehnungs-Linie ist das Erreichen des Zustandes der abgeschlossenen Rissbildung Voraussetzung. Dazu muss das Kriterium der Mindestbewehrung mit ausreichender Sicherheit eingehalten sein. Der maximal nutzbare Faservolumengehalt ist aus technologischen Gründen nach oben begrenzt. Eine wesentliche Erhöhung der Zugfestigkeit führt also zu einer Einengung des untersuchbaren Parameterraumes. Deshalb wurde eine Obergrenze der akzeptablen Betonzugfestigkeit von 10 N/mm² festgelegt.
- *Festigkeitsentwicklung:* Zum Zeitpunkt der Entnahme aus der Schalung muss der Beton ausreichend erhärtet sein. Hier lagen Erfahrungen vor, die mit den oben genannten 3 bis 4 N/mm² übereinstimmen.

- *Elastizitätsmodul:* Es gibt aus den Versuchen keine speziellen Anforderungen an den Elastizitätsmodul der Feinbetonmatrix.
- *Schwinden:* Aufgrund der Spezifika des Versuchsaufbaus im Teilprojekt B1 (liegende Herstellung bei lagenweiser Betonage) sind geringe Schwindverformungen von besonderem Interesse. Dem wird durch einen niedrigen Wasser-Bindemittel-Wert Rechnung getragen. Dem autogenen Schwinden wird durch den vollflächigen Einbau der Faserbewehrung bei der Herstellung der Dehnkörper begegnet, so dass in den ersten Stunden der Erhärtung keine Risse entstehen.
- *Mischungszusammensetzung:* Nicht zuletzt ist es wünschenswert, dass sich die Matrix an einer praktisch einsetzbaren Rezeptur orientiert, damit die erzielten Ergebnisse der umfangreichen experimentellen Untersuchungen eine gewisse Übertragbarkeit besitzen. Aus diesem Grund wurde eine Kombination von Zement, Flugasche und Mikrosilika für das Bindemittel gewählt. Beim Zuschlag wurde die Entscheidung aufgrund der technologischen Zwänge beim Herstellen der verschiedenen Probekörper auf einen gewaschenen Sand mit einem Größtkorn von einem Millimeter getroffen.

Ausführlichere Erläuterungen zur Entwicklung der verwendeten Mischung wurden von CURBACH & JESSE in [94] dokumentiert.

3.1.4.2 Probekörpergeometrie

Die Probekörpergeometrie orientiert sich an der typischen Geometrie von Bauteilen aus textilbewehrtem Beton und Randbedingungen bei der Durchführung der Dehnkörperversuche. Entsprechend Abschnitt 1.1 ist ein scheibenförmiges Erscheinungsbild mit einer Bauteildicke von weniger als 2 cm typisch für textilbewehrten Beton. Als Geometrie für die Probekörper wurde eine Länge von 500 mm und eine Breite von 100 mm gewählt. Die Dicke der Probekörper ist konstant und beträgt planmäßig 8 mm. Diese Abmessungen decken sich mit den Arbeiten von HEGGER ET AL. [90].

Durch die Breite von 100 mm wird dem flächigen Charakter der Bewehrung Rechnung getragen und dem Umstand, dass eine Lasteinleitung für breitere Proben mit den gegebenen Mitteln schwer realisierbar ist. Die Länge setzt sich aus dem Messbereich von 200 mm (siehe unten), den beiden Lasteinleitungsbereichen von je 100 mm Länge und jeweils einem Bereich von 50 mm Länge zum Abbau von Störungen aus dem Lasteinleitungsbereich zusammen. Für einige Proben musste der Lasteinleitungsbereich vergrößert werden, er ist entsprechend länger⁶. Detaillierte Überlegungen zu Störeinflüssen finden sich in Abschnitt 3.1.5.

An jeder Schalung und an der Betonierseite entstehen Randstörungen im Betongefüge, die bei einer nur 8 mm dicken Probe und einem Größtkorn von 1 mm einen so großen Bereich des Querschnittes betreffen, dass sie nicht ohne weiteres vernachlässigt werden

⁶Wie in Abschnitt 3.1.5.5 erläutert, reichte die Verankerungslänge von 100 mm nicht in allen Fällen aus. Dann wurden die Länge der Probekörper auf 600 mm und die Verankerungslänge an beiden Seiten jeweils um 50 mm auf insgesamt 150 mm erhöht.

können. Um den Einfluss dieser Randstörung auf die Versuchsergebnisse gering zu halten, wurden die Dicke bei allen Dehnkörpern mit konstant 8 mm festgelegt und alle anderen Variationen während der Versuche durch eine Anpassung der Bewehrung oder der Betoniertechnologie realisiert. Durch eine konstante Dicke wird vermieden, dass die Randstörung unterschiedlich große Anteile des Querschnittes erfasst. Darüber hinaus ist die Dicke ein Kompromiss zwischen einer ausreichenden Robustheit der Probe während der Vorbereitung der Versuche und dem Aufwand bei der Herstellung der Probekörper. Bei einer geringeren Probendicke steigt die Sensibilität der Proben gegenüber Vorschäden durch Risse u. ä. überproportional an. Mit den gewählten Abmessungen wird auch den Empfehlungen von BUNKE [95] ausreichend Rechnung getragen, wonach die kleinste Abmessung eines Probekörpers mindestens dem 4fachen Größtkorndurchmesser entsprechen soll.

3.1.4.3 Herstellung

Zunächst wurde in einer Schalung mit einer Haut aus Edelstahl eine Platte mit den Abmessungen $1,20\text{ m} \times 0,70\text{ m}$ hergestellt. Die höhenverstellbaren stählernen Seitenschalen lassen sich durch Messuhren mit einer Genauigkeit von $1/100$ stel Millimeter einstellen. Beginnend mit einer Feinbetonschicht werden Beton und Bewehrung abwechselnd lagenweise eingebaut und jeweils mit einem Stahllineal abgezogen. Den oberen Abschluss bildet eine Feinbetonschicht.

Die Fasern lagen entweder in Form eines Textils vor oder waren einzeln auf einen Rahmen gespannt. Die Anzahl der Bewehrungslagen ergab sich aus dem angestrebten Bewehrungsgehalt. Daraus wurde die Schichtdicke der einzelnen Betonschichten abgeleitet. Alle Betonschichten hatten planmäßig die gleiche Stärke, z. B. vier Schichten á 2 mm beim Einbau von drei Bewehrungslagen.

Für den Beton wurde ein Ausbreitmaß von etwa 200 bis 210 mm am Hägermann-Rütteltisch eingestellt. Ein größeres Ausbreitmaß wirkt nicht mehr lagefixierend für die Faserbewehrung, bei einem kleineren Ausbreitmaß wird der Beton so steif, dass beim Abziehen die Lage der Bewehrung verändert wird. Das Optimum wurde durch Vorversuche bestimmt.

Als Betonierverfahren kamen zum Einsatz: das Handlaminieren und das Sprühen. Die überwiegende Anzahl der Probekörper wurde mit der Technik des Handlaminierens hergestellt. Dabei wurde der Beton mit einer Kartätsche verteilt. Das Sprühen erfolgte im Nassspritzverfahren mit einer handelsüblichen Mörtelspritze. Die notwendige Druckluft erzeugte ein vorhandener Kompressor.

Nach der Beendigung der Wasserlagerung im Alter von sieben Tagen (siehe Abschnitt 3.1.4.4) wurden aus der großen Platte mit 1,20 m Länge und 0,7 m Breite die einzelnen Dehnkörper mit den Abmessungen von $100\text{ mm} \times 500\text{ mm}$ mit einer wassergekühlten diamantbesetzten Säge herausgeschnitten. Der Bewehrungsgrad V_f wird rechnerisch aus dem gegebenen Rasterabstand der Garne, der Lagenanzahl und den gemessenen Geometriewerten der jeweiligen Probe (Dicke und Breite im Messbereich) ermittelt.

3.1.4.4 Lagerung

Die Berücksichtigung der von CURBACH & JESSE in [94] beschriebenen Randbedingungen hat zu folgendem Lagerungsschema geführt: Die Lagerung erfolgt grundsätzlich nach DIN 18555-3, Tabelle 1 für zementgebundene Mörtel. Nach dem Ansteifen des Frischbetons – das ist ein Zeitraum von etwa zwei Stunden nach dem Mischen – wird die Form mit feuchten Tüchern und Folie abgedeckt. Im Alter von drei Tagen wird die Platte entschalt und bis zum siebten Tag der Erhärtung stehend im Wasserbad bei etwa 20 °C gelagert⁷. Anschließend erfolgt die Lagerung im Klimaraum bei 20 °C und 65 % rel. Feuchte bis unmittelbar vor der Prüfung am 28. Tag.

Eine durchgehende Wasserlagerung bis zur Prüfung – wie bspw. von OHNO [96], REINHARDT & KRÜGER [72], XU ET AL. [38, 40], MOLTER [84] und anderen durchgeführt – hätte vermutlich die Probekörperverformungen (siehe Abschnitt 3.1.5) und deren Auswirkung auf die Versuchsergebnisse gelindert. Auch AVESTON, MERCER & SILLWOOD [76] geben Nasslagerung bis zur Prüfung am 28. Tag zur Vermeidung von Problemen durch ungleichmäßiges Schwinden an. Durch die Wasserlagerung steigt aber die Zugfestigkeit der Matrix. In Vorversuchen wurde in etwa eine Verdoppelung der Risslast bei Dehnkörpern festgestellt. Da für die Ermittlung der Spannungs-Dehnungs-Linie das Erreichen der abgeschlossenen Rissbildung angestrebt wird, ergibt sich aus der Zugfestigkeit des Betons die mindestens erforderliche Bewehrungsmenge. Eine hohe Zugfestigkeit der Matrix erhöht diese Mindestbewehrung. Da die maximal einbaubare Bewehrung technologisch begrenzt ist, führt eine Erhöhung der Betonzugfestigkeit zu einer Verkleinerung des untersuchbaren Parameterbereiches, was als Nachteil bewertet wird. Als Gegenmaßnahme hätte der Mischungsentwurf so abgeändert werden können, dass sich eine niedrigere Festigkeit ergibt.

Maßgebend für die Entscheidung war jedoch der im Folgenden genannte Aspekt. Die Verstärkung von Stahlbetonbauteilen mit textilbewehrtem Beton ist eine der zentralen Aufgabenstellungen des SFB 528. Die Versuche an den Dehnkörpern sollen Informationen vor allem für das Verhalten einer Verstärkungsschicht aus textilbewehrtem Beton liefern. Für Verstärkungsschichten aus Beton ist – auch unter Laborbedingungen – eine Lagerung unter Wasser bis zur Belastung eher unwahrscheinlich. Da die Lagerungsbedingungen Einfluss auf die Eigenschaften des Betons und damit des Verbundwerkstoffes haben, wäre eine Wasserlagerung der Dehnkörper wenig praxisnah und würde die Übertragung der Ergebnisse der Dehnkörper auf einen Einsatz als Verstärkungsschicht unnötig erschweren.

Es wurde folglich ein Lagerungsregime festgelegt, das auch bei den Bauteilversuchen im SFB 528 zum Einsatz kommt und für eine praktische Anwendung geeignet ist. Die Empfehlung einer Wasserlagerung der Prüfkörper für Zugversuche bei 20 ± 2 °C nach DAfStb-Heft 422 [95] wird für die vorliegende Fragestellung als nicht zielführend betrachtet.

⁷Es bestand keine Möglichkeit der Klimatisierung des Wasserbades. Aus diesem Grund entspricht die Temperatur des Wasserbades etwa der Hallentemperatur und unterliegt jahreszeitlichen Schwankungen.

Die Übertragung der Ergebnisse aus den zentrischen Zugversuchen an Dehnkörpern auf das Verhalten von dünnen Verstärkungsschichten aus textilbewehrtem Beton für Stahlbetonbauteile wirft einige Fragen auf, denn z. B. ändert sich durch den Verbund zum Altbeton der effektive Bewehrungsgrad. Deshalb ist die Wahl von vergleichbaren Umweltbedingungen für die Probekörper während des Zeitraumes zwischen Herstellung und Prüfung für die Bearbeitung der übergeordneten Aufgabenstellung „Verstärkung von Stahlbetonbauteilen“ außerordentlich sinnvoll.

3.1.4.5 Lasteinleitung

Für die Durchführung von einaxialen Zugversuchen ist eine querkraft- und momentenfreie Lasteinleitung grundsätzlich anzustreben. Für die Lasteinleitung wurde eine gelenkig gelagerte Keilklemmverankerung nach Bild 3.3(c) analog zu OHNO [96], GOPALARATNAM, SHAH & GOPALA [77] und MOBASHER & SHAH [83] gewählt⁸ und für die Durchführung der Dehnkörperversuche verwendet. Die Keile erzeugen mit steigender Belastung einen wachsenden Querdruck, so dass die Probe über COLOUMB'sche Reibung gegen ein Herausziehen gesichert wird.

Die Lasteinleitung stellt in der verwendeten Form eine Störstelle dar. Aufgrund der Querpressung der Keile erfährt die Probe zusätzliche Beanspruchungen. Durch die Eigenverformung der Lasteinleitung ist die Pressung in Querrichtung streng genommen nicht konstant.

OHNO [96] zitiert KEER [97], dessen Untersuchungen ergeben haben, dass zwischen den Stahlkeilen und der Betonprobe dünne Zwischenlagen aus Blei verwendet werden, weil so ein Versagen der Probekörper an der Lasteinleitung vermieden werden kann. In Vorversuchen wurden Bleizwischenlagen von 0,5 mm Stärke verwendet, deren Eignung aber nicht bestätigt werden konnte. Der Anpressdruck der Keilklemmverankerung reichte nicht aus, um das Blei entsprechend zu verformen. Grund dafür war die große Rauigkeit der Probekörper auf der Betonierseite, die durch plastische Verformungen der Bleifolie nicht ausgeglichen werden konnte, so dass es zu keinem flächigen Kontakt gekommen ist. Daraufhin wurden in Vorversuchen verschiedene Materialien untersucht. Eine 0,5 mm dünne Zwischenlage aus Vollgummi für die Durchführung der Versuche zeigte zufriedenstellende Ergebnisse.

Der Einfluss der Störstelle Lasteinleitung auf die Bruchlast im Dehnkörperversuch wurde von CURBACH ET AL. [98] an einer Serie von mehr als 100 gleichartigen Dehnkörpern mit statistischen Methoden geprüft. Demnach ist der Einfluss der Störungen an der

⁸Nach MOBASHER [83] und SHAH gewährleistet eine starre Einspannung eine gleichmäßige Verteilung der Belastung auf den Probenquerschnitt bei unsymmetrischem Risswachstum. Anhand von Versuchen wird nachgewiesen, dass die Verformungen durch den Verzicht auf die gelenkige Lagerung zwangsläufig gleichmäßig auf den Querschnitt verteilt werden, und sich die Risse zwingend gleichmäßig öffnen. Die gelenkige Lagerung vermindert dagegen das Risiko einer ausmittigen Lasteinleitung. MOBASHER und SHAH kommen zu dem Schluss, dass für die Untersuchung der Rissöffnungsbeziehung die gleichmäßige Rissöffnung der starren Einspannung der entscheidende Vorteil ist. Aufgrund der Vorverformungen der Probekörper und einer einfacheren Handhabung wurde für die Dehnkörper die Entscheidung zugunsten einer gelenkigen Lagerung getroffen.

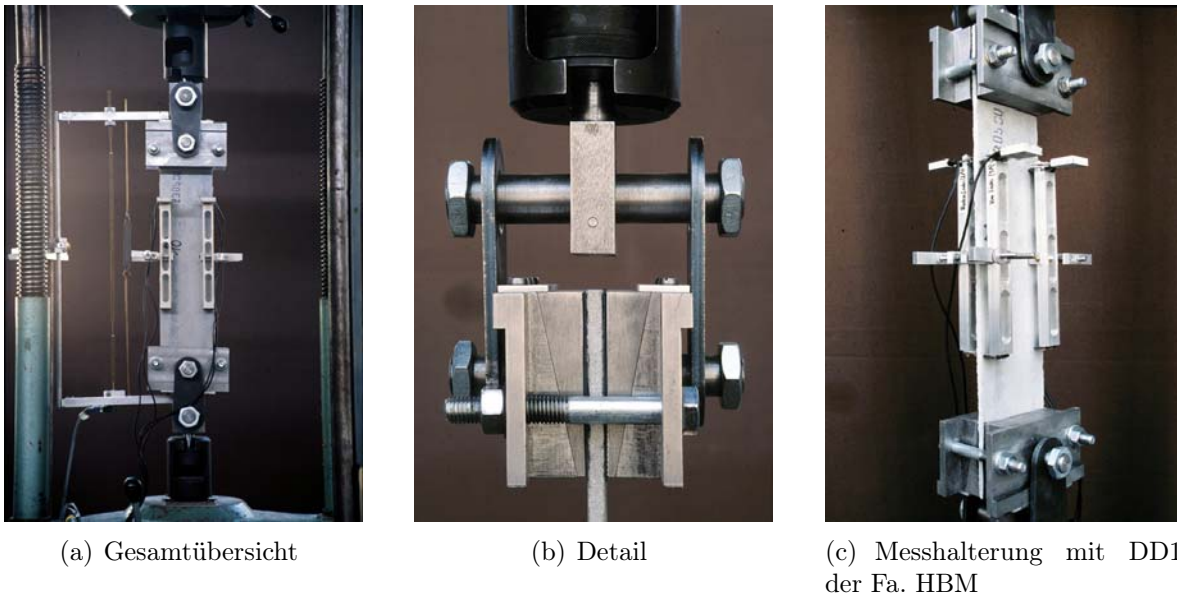


Bild 3.3: Versuchsaufbau für die Dehnkörperversuche mit Detailaufnahmen

Lasteinleitung auf die Höhe der Bruchlast durch eine Schiefe der Verteilung nachweisbar, aber so gering, dass er für praktische Belange vernachlässigbar ist.

Die Weiterleitung der Kräfte über punktförmig gelagerte Laschen und einen als Waagebalken ausgebildeten Bolzen gewährleistet eine gelenkige Lagerung.

3.1.4.6 Versuchsdurchführung

Die Zugversuche wurden auf einer Universal-Zug/Druckprüfmaschine (Baujahr unbekannt, modernisiert 1993 mit einer PC-Steuerung der Walter+Bai AG, CH-8224 Löhningen) mit einer Kapazität von 100 kN durchgeführt. Die Maschine bietet zwei Messbereiche, 20 kN und 100 kN. Benutzt wird i. d. R. der Messbereich 20 kN. Für einzelne Versuchsreihen mit einer Bruchlast oberhalb 20 kN wurde der Messbereich bis 100 kN verwendet.

Die Maschine ist mit einem einfachen hydraulischen Prüfzylinder ausgestattet, über den die Zugkraft einsinnig aufgebracht wird. Eine aktive Reaktion der Prüfmaschine entgegen der Belastungsrichtung ist nicht möglich. Kräfte in Gegenrichtung (Rückstellkräfte) werden nur durch das Eigengewicht des Kolbens und der anschließenden Maschinenteile sowie ggf. durch die in der Probe gespeicherte Energie geweckt.

Die Steuerung der Fa. Walter & Bai erlaubt eine Steuerung der Prüfmaschine durch einen PC. Für die vorgesehene Wegsteuerung kann der maschineneigene Wegaufnehmer nicht benutzt werden, da er die im Versuch auftretenden Gesamtverformungen von etwa 5 mm bei der geringen Dehngeschwindigkeit nicht mit der erforderlichen Feinheit auflösen kann. Deshalb wurde zur Realisierung der Wegsteuerung auf einen externen induktiven Wegaufnehmer (IWA) zurückgegriffen, der über metallische Spitzen die Verformungen des Prüfkörpers direkt an den Enden der Betonprobe tastet. Diese Variante

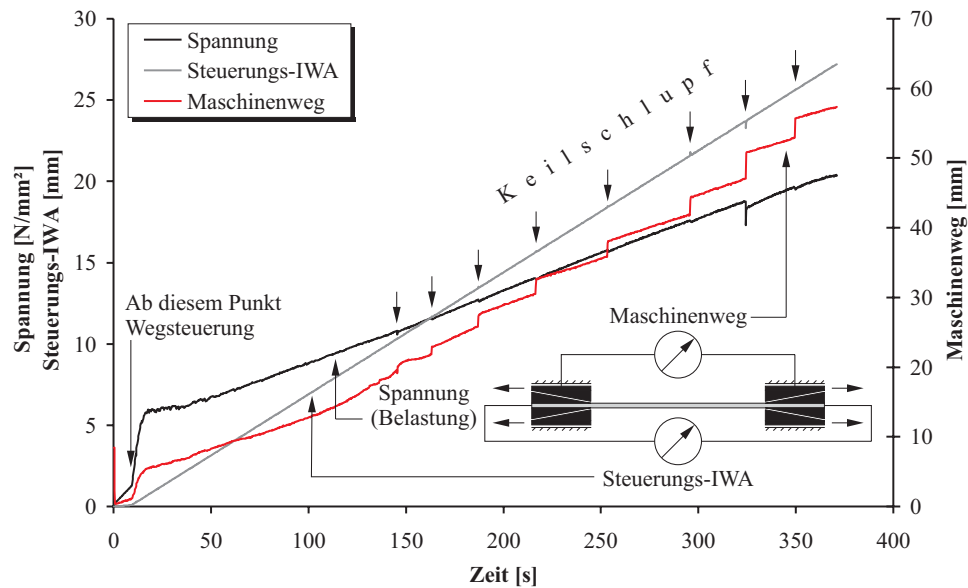


Bild 3.4: Spannung in der Probe, Verformungen am Steuerungs-IWA und Maschinenweg über die Versuchsdauer

der Steuerung hat den Vorteil, dass die unvermeidlichen Verschiebungen in der Lasteinleitungskonstruktion (Keilschlupf) den Versuch nicht beeinflussen bzw. innerhalb von Sekundenbruchteilen ausgeglichen werden können (Bild 3.4). Sichtbar wird der Keilschlupf im den Messwerten des Maschinenweges, während der Steuerungs-IWA und damit die Probe bleiben nahezu unbeeinflusst.

Aufgrund der externen Dehnungsmessung unmittelbar am Probekörper muss der Versuch bis zu einer (formal frei wählbaren) Schwelle kraftgesteuert gefahren werden, da der Steuerungs-IWA erst nach dem Kraftschluss der Probe ein verwertbares Signal liefert. Die Kraftsteuerung ist in ihrer Geschwindigkeit auf die Steifigkeit der Probe abgestimmt, so dass sich etwa die gleiche Belastungsgeschwindigkeit wie bei der anschließenden Wegsteuerung ergibt. Der Wechsel der Steuerung erfolgt bei einer Größe der Prüflast von ca. 1 kN, also zu einem Zeitpunkt, zu dem sich die Probe noch sicher im Zustand I (ungerissener Zustand) befindet.

Nach Etablierung der Wegsteuerung wird die Probe mit einer Geschwindigkeit von 0,015 mm/sec bis zum Bruch belastet. Das entspricht bei der zu 350 mm angenommenen effektiven freien Probenlänge einer Dehnungsgeschwindigkeit von $\approx 0,25\%/min$. Die gewählten Werte orientieren sich an Arbeiten von HANNANT ET AL. [81, 82, 99, 100].

3.1.4.7 Messgrößen

Vor Beginn des Versuches werden Länge, Breite und Dicke des Prüfkörpers bzw. des Messbereiches ausgemessen. Für die Auswertung wird dabei als Dicke der Probe der arithmetische Mittelwert aus sechs Einzelwerten im Messbereich und für die Breite das Mittel aus zwei Messungen an beiden Enden des Messbereiches benutzt.

Bei Probekörperbreiten von 25 bis 30 mm werden die Verformungen üblicherweise durch zwei Messaufnehmer – einer je Seite – gemessen und dann der Mittelwert gebildet, siehe

z.B. AVESTON, MERCER & SILLWOOD [76], MASHIMA, HANNANT & KEER [80] oder XU ET AL. [38, 40]. Aufgrund der hier gewählten Breite von 100 mm ist dies nicht ausreichend. Die Verformungen im Messbereich werden deshalb an beiden Oberflächen der Probe an jeweils beiden Längsrändern durch eine angeklemmte Messapparatur mit insgesamt vier Dehnungsaufnehmern vom Typ DD1 der Fa. Hottinger Baldwin Messtechnik, Darmstadt (HBM) erfasst. Die DD1-Aufnehmer werden über geschliffene und abgerundete Schneiden auf die Oberfläche gepresst. Durch diese Methode der Verformungsmessung ist die Länge des Messbereiches punktgenau festgelegt und die gemessenen Werte entsprechen unmittelbar der Verformung an der Plattenoberseite. Diese Methode der Messung vermeidet die Nachteile der in den Vorversuchen von DUGAS [93] oder JESSE [91] verwendeten aufgeklebten Messböckchen (siehe Abschnitt 3.1.3).

Die einwirkende Kraft wird über den in der Prüfmaschine integrierten Messwertgeber erfasst. Die Genauigkeit wurde mehrfach mit einer 20 kN-Kraftmessdose von HBM im Bereich bis 20 kN überprüft und für ausreichend befunden. Auf eine separate Messung der Kraft konnte daher verzichtet werden.

Während des Versuches wurden der Maschinenweg und die Prüflast sowie die Messwerte der vier Weg- bzw. Dehnungsaufnehmer und des Steuerungs-IWA mindestens einmal pro Sekunde mit Hilfe eines Mehrstellenmessgerätes MGC-Plus von HBM aufgezeichnet und auf einem PC zur weiteren Verarbeitung gespeichert. Die weitere Bearbeitung der Rohdaten wird in Abschnitt 3.1.6 beschrieben.

3.1.4.8 Betoneigenschaften an gesonderten Prüfkörpern

Grundsätzlich werden zu jeder Serie die Biegezugfestigkeit und die Druckfestigkeit der Matrix an insgesamt sechs Prismen nach DIN EN 196-1 [101] bestimmt. Bekanntlich ist die Biegezugfestigkeit am Prisma höher als am zentrischen Zugversuch, deshalb kann die Biegezugfestigkeit auch nicht mit der Zugfestigkeit der Matrix im Dehnkörperversuch gleichgesetzt werden. Die Ermittlung der Festigkeiten am Prisma dient im Rahmen dieser Arbeit weniger zur Bestimmung der Zugfestigkeit, sondern vielmehr als Qualitätskontrolle zur Überwachung der Laborstreuung, da die Versuche über einen Zeitraum von mehr als vier Jahren mit verschiedenen Bindemittelchargen entstanden sind. Das hilft bei der Beurteilung der Vergleichbarkeit von verschiedenen Serien, die in diesem Zeitraum geprüft wurden.

3.1.5 Kritik am Versuchsaufbau

3.1.5.1 Allgemeines

Während des Bearbeitungszeitraumes wurden Mängel am Versuchsaufbau festgestellt, die teilweise im Voraus bekannt waren und schon genannt wurden, teilweise aber erst während der Projektlaufzeit nach zahlreichen Versuchen erkannt wurden. Die wichtigsten Kritikpunkte werden im Folgenden näher untersucht und bewertet. Die Mängel begründen sich vor allem in einer Herstellungstechnologie, die zu imperfekten Probekörpern führt. Speziell die Probengeometrie weicht von den Sollmaßen teilweise spürbar ab.

Die Lasteinleitungskonstruktion wird in einem eigenen Abschnitt kritisch beurteilt und schließlich wird noch auf die Frage der Verankerung der Fasern im Lasteinleitungsbereich eingegangen.

3.1.5.2 Herstellungstechnologie

Die lagenweise Herstellung, insbesondere die horizontale Lage und die fehlende Schalung an der Oberseite, führt zu einer reproduzierbaren Verteilung der Betoneigenschaften in Dickenrichtung. Typisch sind ein in Abhängigkeit von der verwendeten Rezeptur mehr oder weniger starkes Bluten (Entmischen) auf der Betonierseite und der Wandeffect auf der Schalseite. Dies führt zu ausgeprägten Unterschieden zwischen Schal- und Betonierseite:

- Die Oberfläche der Schalseite ist sehr dicht und glatt. Auf der Betonierseite zeichnet sich das Zuschlagkorn mehr oder minder stark ab, sie ist gegenüber der Schalseite deutlich rauher. Die Oberflächenqualität hat einen – nicht quantifizierbaren – Einfluss auf die Zugfestigkeit.
- Die Unterschiede in der Betonzusammensetzung über die Querschnittsdicke schlagen sich auch bei der Zugfestigkeit des Betons nieder. Auch dieser Effekt lässt sich nicht zahlenmäßig belegen.
- Die Zusammensetzung des Betons und die Nachbehandlung sind für Schal- und Betonierseite unterschiedlich. Die Folge sind u. a. unterschiedliche Schwindeigenschaften der beiden Oberflächen auf Betonier- und Schalseite. Offensichtlich ist, dass auf der Betonierseite ein höherer Anteil Feinbestandteile mit einem höheren äquivalenten w/z-Wert anzutreffen ist, der ein höheres Schwindmaß gegenüber der Schalseite zur Folge hat. Das führt zwangsläufig zu unterschiedlichen Schwindverformungen an beiden Oberseiten und damit zu einer Verkrümmung der Probe ohne äußere Last. Für die aufzubringende zentrische Prüflast ist eine solche unerwünschte Verformung nachteilig.

In der Praxis wurden nach 28 Tagen Verformungen (Krümmungen) mit einem Stich von bis zu 1,5 mm – bezogen auf 500 mm Prüfkörperlänge – festgestellt. Die Auswirkungen einer solchen Vorkrümmung der Probe wurden im Anhang A rechnerisch untersucht. Ermittelt wurden die Normalkraftdehnung der Probe und die Biegeverformungen infolge des Geradeziehens. Das Geradeziehen geht durch die punktuelle Erfassung der Verformungen am Anfang und Ende des Messbereiches und die anschließende Mittelwertbildung als Längenänderung ein. Es schlägt sich also als scheinbare Dehnung im Messergebnis nieder.

Das Ergebnis der Vergleichsrechnung am gekrümmten Stab ist in Anhang A, Bild A.4 dargestellt. Aufgrund der genannten Einflüsse ist die Annahme einer kreisförmigen Verkrümmung der Probe als Vorverformung am plausibelsten. Aus Gründen einer einfacheren rechnerischen Handhabung wurde als Ansatzfunktion eine Parabel gewählt. Zwei Tendenzen lassen sich erkennen:

- Bruchspannung und Dehnung nehmen schon bei sehr geringen Verformungen stark ab. Eine Vorkrümmung von 0,5 mm führt rechnerisch zu einem Absinken der Risslast und der Rissdehnung um etwa 20 %; bei einem Stich von 1,5 mm beträgt der Rückgang schon etwa 50 %.
- Der E-Modul der Probe bleibt bei kleinen Verkrümmungen mit einem Stich von nur wenigen Millimetern praktisch unbeeinflusst. Bei einem Stich in der Größe der beobachteten 1,5 mm ist der Einfluss vernachlässigbar (unter 3 %).

Für die praktisch auftretenden Verformungen mit einem Stich von bis zu 1,5 mm lassen sich aus dieser Sicht zwei Schlussfolgerungen ziehen:

- Die Erstrissspannung und die Erstrissdehnung können schon bei sehr kleinen Abweichungen von der ideal geraden, zentrisch gezogenen Probe⁹ nicht mehr zuverlässig ermittelt werden.
- Die Steifigkeit der Probe – also der E-Modul – kann zumindest aus dieser Sicht relativ sicher ermittelt werden.

Die Erstrisslast unter zentrischer Zugbeanspruchung kann an einem derart verformten Probekörper demnach nicht mehr zuverlässig bestimmt werden. Der Ermittlung der Steifigkeit im Zustand I scheint jedoch zunächst nichts entgegenzustehen. Bei den durchgeführten Versuchen zeigte sich jedoch, dass die Steifigkeit der Dehnkörper im Zustand I sehr stark streut. Vor allem wurde festgestellt, dass sie sehr oft deutlich niedrigere Werte erreichte als erwartet. Die naheliegendste Erklärung dafür ist, dass die Probekörper Vorschäden aufweisen, die zu einer frühen Rissbildung führen, möglicherweise schon bei der Vorbereitung der Probe – vor dem Beginn des eigentlichen Belastungsversuches. Als Ursache dafür werden Schwindspannungen im Probekörper und zu hohe Belastungen der Probekörper bei der Versuchsvorbereitung vermutet. Konsequenz ist in jedem Fall, dass sich der gewählte Versuchsaufbau zur Bestimmung des Lastniveaus beim Auftreten des ersten Risses und der Steifigkeit der Probe im Zustand I nicht eignet. Damit konnten die mit der vollständig gelenkigen Lagerung angestrebten Ziele¹⁰ nicht erreicht werden. In Abschnitt 3.1.6 wird erläutert, wie mit diesen Nachteilen bei der Auswertung der Versuche umgegangen wird.

Den Nachteilen der Vorverformungen stehen folgende Vorteile der lagenweisen Herstellung in liegender Position gegenüber:

- Die Abweichungen von der Solllage in der Ebene der Platte sind extrem gering.

⁹Neben den gerade diskutierten Einflüssen aus den Schwindeigenschaften der Versuchskörper gehen auch Abweichungen aus der Lasteinleitung in etwa gleicher Weise ein. Je nach Vorzeichen der Ausmitten an beiden Seiten der Lasteinleitung bzw. Abhängigkeit vom Momentenverlauf entlang der Probe können sich auch günstigere (ungleiche Vorzeichen und entsprechender Momentenverlauf) oder ungünstigere Verhältnisse (gleiche Vorzeichen und damit konstanter Momentenverlauf) einstellen.

¹⁰Ursprüngliches Ziel war die zwängungsfreie Einleitung einer reinen einaxialen Zugbeanspruchung und Erfassung der Spannungs-Dehnungs-Linie auch für den Zustand I.

- Es können einzelne Garne in beliebigem Winkel und unterschiedlicher Lagenzahl eingebaut werden. Textilien können ebenso in beliebiger Richtung eingebaut werden. Auch die Mischung von einzelnen Fäden und Textilien ist möglich.
- Die liegende Betonage entspricht nicht zuletzt auch weitgehend der Technologie bei der Anwendung als Verstärkung für Stahlbetonbauteile bzw. ist Voraussetzung für die Untersuchung der Auswirkungen der Betoniertechnologie auf das Tragverhalten.

Der in den Versuchen mögliche Parameterspielraum für den Bewehrungsgrad ist nach oben und nach unten begrenzt. Die obere Grenze ist durch den technologisch beherrschbaren Höchstbewehrungsgrad gegeben (das sind 5 bis 6 Lagen). Für eine vollständige Spannungs-Dehnungs-Linie mit den Zuständen I, IIa und IIb ergeben sich Anforderungen an die mindestens einzubauende Bewehrungsmenge. Die vorliegenden Erfahrungen besagen, dass für das sichere Erreichen des abgeschlossenen Rissbildes (Zustand IIb) eine Bewehrungsmenge eingebaut sein sollte, deren Tragfähigkeit etwa 150 % der Risslast entspricht. Das heißt, es wird empfohlen, etwa 50 % mehr Bewehrung einzubauen als für das Aufnehmen der Risslast des Betons (meist bezeichnet als Mindestbewehrung) erforderlich ist.

Die Garne werden vor dem Einbau in den Beton auf einem Rahmen mit vorgegebener Randteilung gewickelt. Mit dieser Methode können die Fäden in nahezu beliebigem Bewehrungsgehalt und unter beliebigem Winkel eingebaut werden. Die Garne erhalten durch den Rahmen eine leichte Anspannung, so dass sie einzeln verbleiben und nicht durch Adhäsionskräfte (elektrostatische Aufladung, Klebewirkung der Schlichte) aneinander haften. Bevor die Fäden vom Rahmen gelöst werden, wird die nächstfolgende Betonschicht aufgebracht. Dadurch ist es auch möglich, den Beton einzubauen, ohne dass die Fäden aus ihrer Sollage verschoben werden, da sie noch unter Spannung stehen. Nach dem Einbau der Betonschicht kann die Verbindung zum Spannrahmen gelöst werden. Es sei noch angemerkt, dass die für die Anspannung aufgebrachte Belastung sehr gering ist, in voller Höhe erst unmittelbar vor dem Einlegen in den frischen Beton aufgebracht wird und nicht als Vorspannung in den Garnen verbleibt, da die Verankerung unmittelbar nach Einbau der nächsten Betonlage gelöst wird.

Bei der für diese Arbeiten gewählten Herstellungsvariante werden folgende Vorteile gesehen:

- Gleichmäßige Betonqualität in Richtung der Prüfkörperbreite.
- Großer Spielraum bei der Wahl der Bewehrung (Lagenanzahl, Winkel, Garne/Textilien): Die Lagenanzahl ist technologisch auf maximal fünf, in Ausnahmefällen sechs, begrenzt.
- Variable Prüfkörpergeometrie: Die Änderung der Prüfkörpergeometrie ist ohne Änderungen an der Schalung möglich, da die Einzelprüfkörper erst im Alter von sieben Tagen aus dem Mutterkörper herausgetrennt werden.
- Große Anzahl Prüfkörper unter gleichen Bedingungen (bis zu 12 Stück bei 10 cm Breite oder 18 Stück bei 6 cm Breite): In Serienuntersuchungen musste festgestellt

werden, dass die Betonqualität von einer Betoniercharge zur nächsten schwankt. Für vergleichende Untersuchungen wird es deshalb als vorteilhaft angesehen, die zu vergleichenden Bewehrungen (z. B. zwei unterschiedliche Garne oder zwei unterschiedliche Textilien) in einem Arbeitsgang mit einer Betoncharge zu verarbeiten. Ohne Reduzierung der Prüfkörperbreite ist es dennoch möglich, bis zu 12 (18) Prüfkörper zu erhalten.

Die liegende Herstellung ist darüber hinaus Voraussetzung für die Anwendbarkeit der beiden im Sonderforschungsbereich 528 favorisierten Herstellungstechnologien, dem Laminieren von Hand und der Spritz- bzw. Sprühtechnik.

Folgende Nachteile sind für die gewählte Herstellungstechnologie zu nennen:

- Größere Eigenverformungen des Prüfkörpers durch unterschiedliche Betoneigenschaften in Dickenrichtung (Schal- und Betonierseite, Wandeffect): Die Verformungen der Prüfkörper können nach 28 Tagen bis zu einem, selten bis zu eineinhalb Millimeter erreichen. Sie nehmen mit steigendem Alter geringfügig zu, was aber für die bisherigen Untersuchungen nicht von Bedeutung ist.
- Unterschiedliche Oberflächenqualität: Die Oberflächenqualität ist als optisches Kriterium nicht von Belang. Auch die Betonieroberfläche ist ausreichend eben.
- Unterschiedliche Betonqualitäten können zu unterschiedlichen Betoneigenschaften in Dickenrichtung führen, was wiederum das Rissbild und damit das Tragverhalten beeinflussen könnte. Über die Relevanz dieses durch spezielle Versuchseigenschaften begründeten Einflusses liegen keine Erkenntnisse vor.

3.1.5.3 Probengeometrie

Die Abmessungen der Probe können durch unvermeidliche Ungenauigkeiten bei der Herstellung abweichen. Da die Abmessungen jeder Probe vor der Prüfung gemessen werden, kann bei der Auswertung der Versuche eine Abweichung von der Sollgeometrie berücksichtigt werden. Die Genauigkeit der Länge der Probe ist für den Versuchsaufbau von untergeordneter Bedeutung. Die Abweichungen der Breite erreichen bis zu einem Millimeter vom Sollmaß. Gegenüber der nominellen Probenbreite von 100 mm spielen diese Abweichungen keine nennenswerte Rolle. Insbesondere sind Dickenabweichungen interessant. Es wurden Abweichungen vom Nennmaß von bis zu einem halben Millimeter festgestellt. Bezogen auf die Nenndicke von 8 mm ergibt das eine Abweichung von $0,5/8 = 6,25\%$, die bei der Auswertung berücksichtigt werden sollte. Aus diesem Grund werden die Abmessungen der Probekörper durch eine Schiebelehre mit einer Genauigkeit von einem zehntel Millimeter bestimmt und daraus der tatsächliche Bewehrungsgehalt ermittelt und für die Auswertung verwendet.

Bei der Herstellung kann es auch dazu kommen, dass die einzelnen Bewehrungslagen in Dickenrichtung von ihrer Soll-Lage abweichen. Solche Abweichungen können die Neigung zu einem in Dickenrichtung ungleichmäßigen Schwinden des Probekörpers erhöhen.

Außerdem ändert sich die Lage des Schwerpunktes der Bewehrung. Das führt beim Dehnkörperversuch zu einer Momentenbelastung im ungerissenen Beton. Nach der Rissbildung kann es durch eine ausmittige bzw. unsymmetrische Bewehrung zu einer Biegebelastung der verbleibenden Teilstücke der Gelenkkette kommen. Solche Lageabweichungen konnten jedoch nicht erfasst werden und bleiben daher bei der Auswertung der Versuche unberücksichtigt.

3.1.5.4 Konstruktion der Lasteinleitung

Die hier gewählte Konstruktion der Keilklemmverankerung ist mit folgenden Nachteilen verbunden:

- Durch den Abstand der Probenachse zur Achse des Laschenauflagers an der Grundplatte wird ein Moment erzeugt. Dieses Moment führt in der Fuge Lasteinleitung/Probe zu einer ungleichförmigen Pressungsverteilung. Im lastzugewandten Bereich wird die Pressung erhöht, in dem dem Messbereich zugewandten Bereich vermindert sich die Pressung. Mit wachsender Dicke der Grundplatte steigt die momentenwirksame Ausmitte an.
- Die Grundplatte wird durch den Keilschlupf zwischen den beiden Ankerschrauben wie ein statisch bestimmter Einfeldträger beansprucht. Durch die Verwendung von speziellen Einlagen zwischen Betonprobe und Keil können Unregelmäßigkeiten in der Oberfläche der Probekörper ausgeglichen werden. Sie sollen zusätzlich dazu beitragen, geringe Verformungen der Grundplatte auszugleichen und eine weitgehend homogene Verteilung der Pressung zu garantieren.

Die geringe Steifigkeit der Grundplatte der Keilklemmverankerung führt unter Belastung zu Verformungen. Einfache rechnerische Überschläge führen zu der Erkenntnis, dass bei den im Versuch planmäßig erreichten Lasten Teile der Lasteinleitungsfläche nicht mehr unter Druck stehen und in den übrigen Bereichen die Druckbelastung sehr ungleichmäßig verteilt ist. Im verwendeten Lastbereich bis etwa 20 kN wird die Probe nur in der Nähe der beiden Ankerschrauben auf einem Bereich von wenigen Zentimetern am Rand gefasst (Bild 3.5). In dem dazwischenliegenden Bereich muss allein die Steifigkeit des Betons für eine ausreichende Festhaltung der Probe genügen, da die Klemmbacken hier keine Klemmwirkung mehr ausüben.

Da die Pressung sich auf einen kleinen Teil der Probenoberfläche konzentriert, ist die Belastung dieser überdrückten Teile entsprechend höher. In diesen hoch belasteten Randbereichen ist die Gummizwischenlage nicht querdehnungsbehindernd. Die hohe Querdehnung führt dort in der Ebene der gedrückten Probenoberfläche zu einer Zugbeanspruchung des Probekörpers. Dieser Effekt kann an den Längsrändern der Proben zu randparallelen Rissen führen (Bild 3.7).

Die Verformung der Grundplatte führt also dazu, dass die Proben während der Prüfung mit steigender Belastung zunehmend nur noch an den beiden äußeren Längsrändern gehalten werden. Das heißt, der dazwischenliegende Bereich des Betonprüfkörpers ist

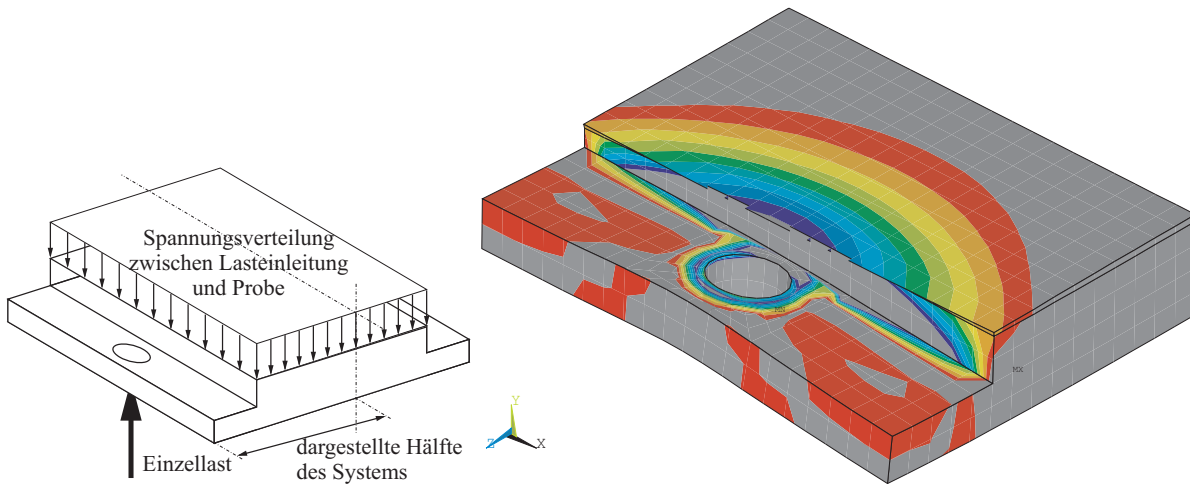


Bild 3.5: Pressungen in der Keilklemmverankerung in der Kontaktfläche zwischen Probekörper und Keilklemmverankerung bei 10 mm starker Grundplatte (vereinfachte FE-Berechnung)

nicht mehr direkt gehalten. Die Fasern im mittleren Bereich übertragen ihre Last über den umgebenden Beton der Probe hin zu den noch geklemmten Bereichen an den beiden Längsrändern der Probe.

Eine vergleichende Untersuchung mit spannungsoptischen Methoden bestätigt die numerischen Untersuchungen. Dazu wurde ein Prüfkörper aus Polycarbonat mit Abmessungen entsprechend denen der Prüfkörper im Dunkelfeldpolariskop mit zirkularpolarisiertem Licht bei verschiedenen Laststufen beobachtet. Ausgewählte Aufnahmen sind in Bild 3.6 dargestellt.¹¹ Die Isochromaten¹² zeigen deutlich die Störung durch die ungleichförmige Pressung in der Keilklemmverankerung. Allerdings klingen die Störungen sehr schnell ab, so dass sie im Messbereich nicht störend in Erscheinung treten.

Da der textilibewehrte Beton infolge der Rissbildung ein ausgeprägtes anisotropes Verhalten zeigt, tritt die Störung durch die Lasteinleitung in den Dehnkörperversuchen praktisch kaum störend in Erscheinung. Das wird durch die Rissbilder in den Dehnkörperversuchen bestätigt. Die schematische Darstellung in Bild 3.7(a) und das beispielhafte Rissbild im Bereich der Lasteinleitung in Bild 3.7(b) sollen die Richtigkeit dieser Annahme belegen.

Der Scheibenform des Prüfkörpers und der damit verbundenen hohen Steifigkeit sowie dem Umstand, dass der Beton des betroffenen Bereiches während des Versuches nicht versagt, ist es zuzuschreiben, dass mit diesem Versuchsaufbau dennoch brauchba-

¹¹Die Störungen am rechten Probenrand im mittleren und oberen Bildteil wurden nachweislich durch Bearbeitungsmängel bei der Probekörperherstellung verursacht und nicht durch Mängel in der Lasteinleitung (TIELSCH, [102]).

¹²Isochromaten zeigen Hauptspannungsdifferenzen an. Die spannungsoptische Konstante des verwendeten Materials beträgt $S_{\Lambda} = 7,7 \text{ N/mm}$. Bei Kenntnis der Isocromatenordnung n_R und der Dicke d lässt sich die Spannung σ_R im Material zu $\sigma_R = S_{\Lambda}/d \cdot n_R$ bestimmen. Im vorliegenden Fall beträgt die Dicke $d = 10 \text{ mm}$, so dass sich die Hauptspannungen zwischen zwei Isocromaten um $\sigma = 7,7/10 = 0,77 \text{ N/mm}^2$ unterscheiden.

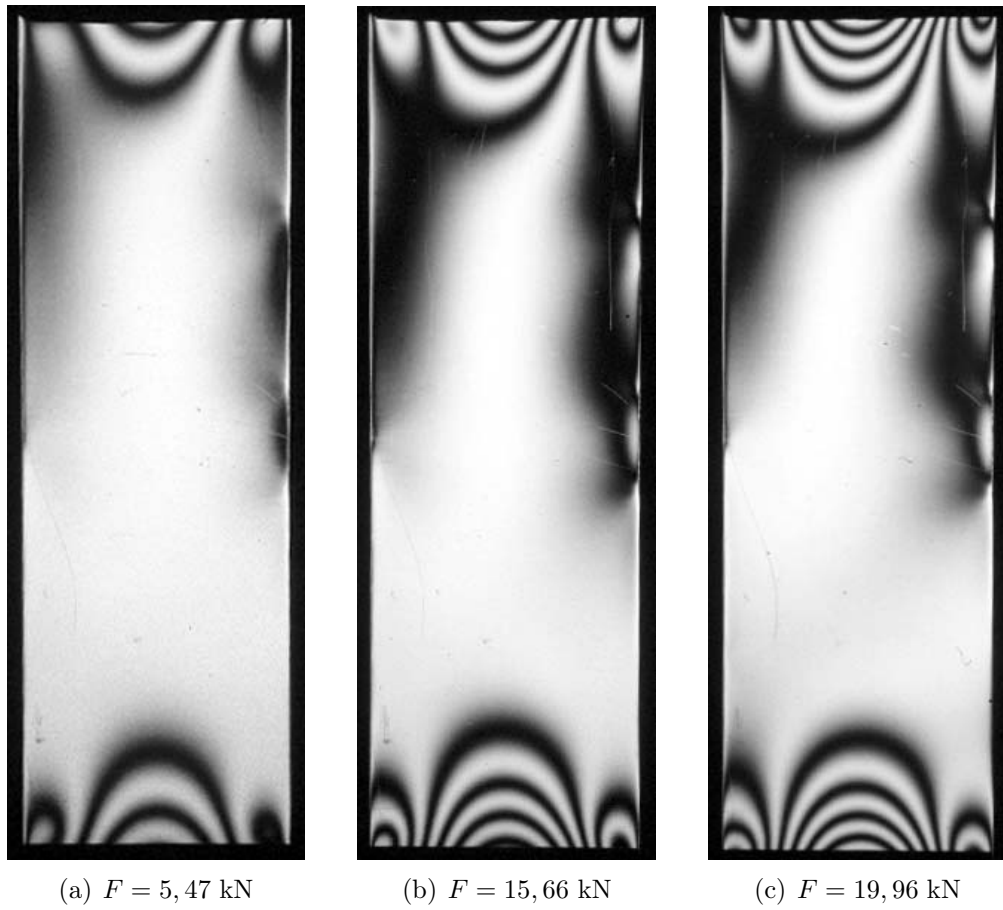


Bild 3.6: Vergleichs-Dehnkörper aus Polycarbonat im Dunkelfeldpolariskop bei verschiedenen Laststufen

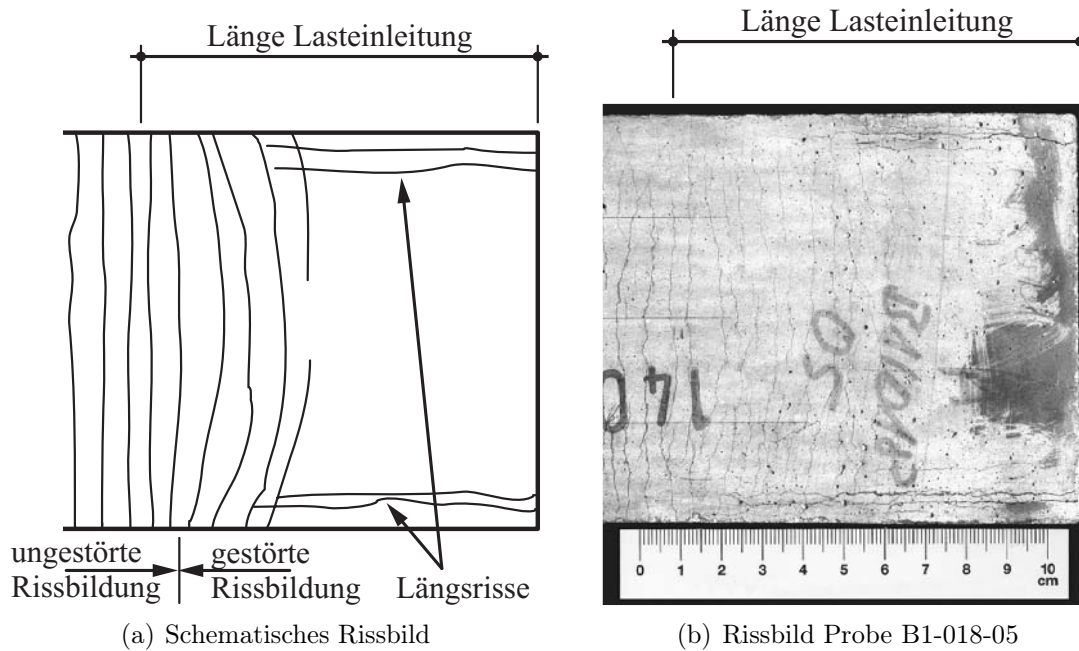


Bild 3.7: Rissbild im Lasteinleitungsbereich und innerhalb der Keilklemmverankerung als Beleg, dass die Störung infolge ungleichförmiger Pressung wegen der anisotropen Eigenschaften des Betons sehr schnell abklingt und der Einfluss auf die Versuchsergebnisse vernachlässigbar klein ist

re Ergebnisse erzielt werden. Aus dem Rissbild der Proben (siehe Bild 3.7) kann man erkennen, dass der Bereich zwischen Lasteinleitung und Messbereich für ein Abklingen der Randstörungen der Lasteinleitung ausreichend bemessen ist. Der TSP-Versuch von ORLOWSKI [87, 88, 89] leitet die Zugkraft an den taillierten Schmalseiten in die Probe ein und verwendet dieses Prinzip damit in reiner Form.

3.1.5.5 Verankerungslänge der Fasern

Wichtig für die Durchführung der Versuche und die Ermittlung einer vollständigen Spannungs-Dehnungs-Linie ist eine ausreichende Verankerung der Fasern in der Lasteinleitung. Aufgrund der Verbundeigenschaften der Garne werden Verankerungslängen von mindestens 10 cm, bei Feinheiten oberhalb 600 tex auch mehr benötigt. Ist die Verankerungslänge nicht ausreichend groß, so bildet sich aus einem Riss unmittelbar an der Keilklemmverankerung der Bruchquerschnitt und die Fasern reißen nicht ab, sondern werden aus dem in der Keilklemmverankerung sitzenden Endstück der Probe herausgezogen. In solchen Fällen kann davon ausgegangen werden, dass die gemessene Höchstkraft beim Versuch noch unter der Bruchlast der Fasern liegt. Auch AVESTON, MERCER & SILLWOOD [76] haben bei Zugversuchen mit Endlosfasern aus Stahl Versagen durch Auszug vor dem Bruch beobachtet.

MOLTER [84] umgeht das Problem durch die Verwendung von Lasteinleitungsblechen und einem größeren Lasteinleitungsbereich. Dabei werden stählerne Lochbleche in dem

für die Lasteinleitung vorgesehenen Bereich beim Betonieren mittig in die Probe eingebaut (siehe Bild 3.1(c)). Über die Abmessungen dieser Lochbleche lässt sich die Größe des Lasteinleitungsbereiches in großen Bereichen beliebig einstellen.

Diese Idee von MOLTER wurde in etwas abgewandelter Form geprüft. In eigenen Versuchen wurden die Lochbleche in der entsprechenden Länge im Lasteinleitungsbereich auf beide Oberflächen der Probe aufgeklebt (siehe Bild 3.1(d)). Folgende Verbesserungen sollten gegenüber der zur Zeit im Einsatz befindlichen Lösung erreicht werden:

- Gewährleistung einer ausreichenden Verankerungslänge, um die Festigkeit der Fasern im Verbundwerkstoff bestimmen zu können;
- Vermeidung von ungleichmäßigen Pressungen durch ausreichend steife Verankerungskonstruktion;
- Vermeidung von Schäden an den Proben durch zu hohe lokale Pressungen;

Bei den meisten mit dieser Methode der Lasteinleitung durchgeführten Versuchen zeigte sich ein bisher in der Literatur nicht beschriebener Versagensmechanismus: Zunächst entstehen erwartungsgemäß Risse senkrecht zur aufgebrachten Belastung. Beginnend von einem solchen Riss am Anfang der Lochbleche entsteht ein Riss in Höhe der jeweils äußersten Bewehrungslage in der Ebene der Bewehrung. Dieser Riss kann als interlaminares Versagen bezeichnet werden. Im weiteren Verlauf lösen sich die aufgeklebten Lochbleche mit der ersten Feinbetonschicht und einigen anhaftenden Filamenten von der Probe. Gleichzeitig kann die Last nicht mehr über die Lochbleche in die textilbewehrte Betonprobe eingeleitet werden.

Als Ursache für diese Art des Versagens wird eine zu hohe Steifigkeit der aufgeklebten Bleche vermutet. Durch die Rissbildung wird die Steifigkeit des Probekörpers sehr stark reduziert. Aus Gründen der Verträglichkeit muss nun die aufgebrachte Belastung über ein sehr kurzes Stück am Ende der Lochbleche übertragen werden. Das führt zu hohen Schubbelastungen im Probekörper, die in der Ebene der Bewehrung – in der zur Übertragung eben dieser Schubspannungen nur der zwischen den Fasern vorhandene Beton zur Verfügung steht – nicht mehr aufgenommen werden können.

Vermeiden ließe sich dieses unerwünschte Versagen durch den Einsatz eines Klebstoffes zwischen Lochblech und Betonprobe, der eine solche Verformbarkeit besitzt, dass die Last quasi kontinuierlich in die Probe eingeleitet wird. Die in Abschnitt 3.1.5.4 beschriebenen Zwischenlagen erfüllen die Anforderungen, da Verschiebungen zwischen Gummi und Betonprobe möglich sind.

3.1.6 Versuchsauswertung

In einem ersten Schritt werden die während des Versuches gewonnenen Daten in Form von Spannungs-Dehnungs-Diagrammen visualisiert. Aus den Dehnkörperversuchen stehen die Daten für Zeitachse, Kraft, Maschinenweg, Gesamtverformung Probe¹³ und die

¹³Eigentlich die Werte des zur Steuerung benutzten induktiven Wegaufnehmers.

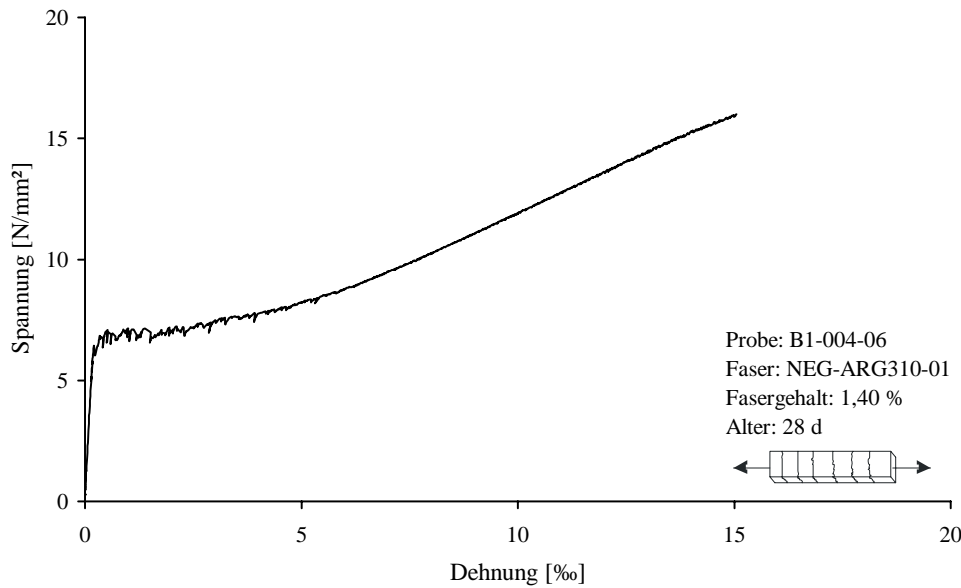


Bild 3.8: Beispiel für eine typische Spannungs-Dehnungs-Linie aus den Dehnkörperversuchen

Werte der am Messbereich befestigten Dehnungsaufnehmer zur Verfügung. Aus den vier Messaufnehmern im Messbereich wird durch arithmetische Mittelwertbildung ein repräsentativer Wert in der gedachten Hauptachse der Probe errechnet. Durch Bezug auf die Länge des Messbereiches ergibt sich die dimensionslose Dehnung. Die Kraft wird auf die für jede Probe vorab ermittelten Querschnittsflächen bezogen. Die damit erhaltene Spannung wird mit der Dehnung in Form eines σ - ε -Diagramms zu Spannungs-Dehnungs-Linien für die weitere Auswertung aufgetragen (Bild 3.8).

In einem zweiten Schritt werden die Spannungs-Dehnungs-Linien entsprechend der in Abschnitt 4 verwendeten Modellvorstellung abschnittsweise¹⁴ durch Geradengleichungen der Form $y = m \cdot x + n$ beschrieben. Für die Festlegung der Abschnitte wurden folgende Kriterien herangezogen (siehe Bild 3.9):

- Im **Zustand I** (von Punkt A bis Punkt B) kann es aufgrund der im Abschnitt 3.1.5 erläuterten Einflüsse zu deutlichen Abweichungen gegenüber der Modellvorstellung kommen. Als Beispiel sei eine Rissbildung bei geringen Lasten genannt. Bis etwa 30 % der Risslast können Anlaufeffekte den Kurvenverlauf stören. Nach HILSDORF & REINHARDT [28] ist ab etwa 70 % der Betonzugfestigkeit durch Gefügeveränderungen mit einer Abnahme des Gradienten zu rechnen. Auf diese spezielle Eigenschaft des Betons unter Zugbelastung soll bei den hier verwendeten einfachen Modellen keine Rücksicht genommen werden. Der Zustand I macht im Allgemeinen weniger als 1 % der Gesamtverformung der Probe bis zum Bruch aus. Damit stellen etwaige Nichtlinearitäten im Zustand I kein zwingend zu beachtendes Merkmal dar. Abgesehen davon können die Verformungen bei dem verwendeten Versuchsaufbau nicht mit der erforderlichen Genauigkeit erfasst werden. Es

¹⁴Die einzelnen Abschnitte der Spannungs-Dehnungs-Linie werden nach den Eigenschaften des Materials in Zustände eingeteilt. Möglich sind hier die Zustände I, IIa und IIb, für Erläuterungen siehe Abschnitt 4.

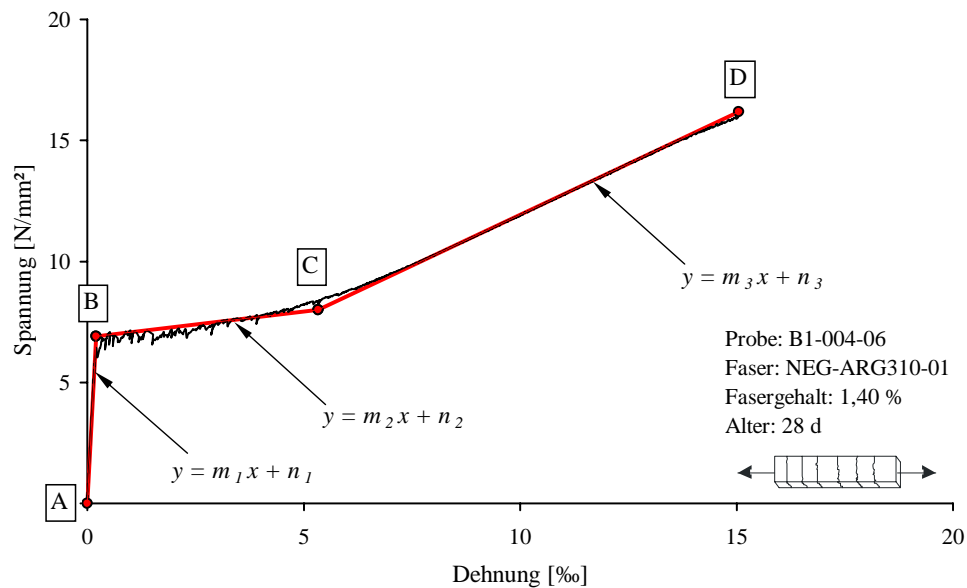


Bild 3.9: Beispiel für eine abschnittsweise Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Linie mit Geradengleichungen

wird eine Ausgleichsgerade aus den Messwerten zwischen etwa 30 und 70 % des Spannungsniveaus der Rissbildung gebildet. Störungen – z. B. einzelne frühe Risse – werden berücksichtigt, indem die entsprechenden Bereiche beim Festlegen der Ausgleichsgeraden nicht betrachtet werden.

- Der **Zustand IIa** (von Punkt B bis Punkt C) ist durch einen mehr oder weniger horizontalen Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie gekennzeichnet. Entsprechend der verwendeten Modellvorstellung wird versucht, einen möglichst horizontalen Bereich zu identifizieren. Aufgrund der verwendeten Verformungssteuerung kommt es nach der Bildung eines Risses zu einem Abfall der Kraft. Je weniger Risse sich in der Probe bilden, desto ausgeprägter ist dieser Kraftabfall. Mit zunehmender Verformung steigt die Kraft wieder an, bis sich der nächste Riss bildet und die Kraft erneut abfällt. Um die Ausgleichsgerade festzulegen, werden jeweils die Messwerte¹⁵ unmittelbar vor Entstehung eines Risses herangezogen.

Entsprechend der OH-Theorie wird der Abschnitt IIa nochmals in zwei Bereiche unterteilt¹⁶. Bei hohen Bewehrungsgraden sind diese zwei Bereiche innerhalb des Zustandes IIa jedoch nicht erkennbar, bei niedrigen Bewehrungsgehalten und geringen Feinheiten (kleine tex-Zahl) jedoch teilweise gut zu unterscheiden. Soweit nicht anders erwähnt, wird der gesamte Bereich IIa jedoch nur durch eine repräsentative Gerade beschrieben.

- Der **Zustand IIb** (von Punkt C bis Punkt D) ist bei Bewehrung aus AR-Glas durch einen nahezu geradlinigen Verlauf gekennzeichnet. Der Übergang von Zu-

¹⁵In vielen Fällen steigen die Spannungen mit dem Entstehen der Risse nicht kontinuierlich an. Aus diesem Grund werden nur solche Messwerte verwendet, die eine höhere Spannung als der vorhergehende Riss zeigen. Dieser Effekt wird als versuchsbedingte Störung eingestuft und nicht als materialtypisches Verhalten.

¹⁶Siehe Abschnitt 4.1, Bild 4.3

stand IIa zu Zustand IIb ist meist nicht klar ausgeprägt, für einige Parameterkombinationen ist gar ein sehr fließender Übergang typisch. Dieser Übergangsbereich um den Punkt C wird entsprechend der Modellvorstellung für die abschnittsweise Linearisierung nicht berücksichtigt¹⁷. Zur Festlegung der Ausgleichsgeraden wird der Teil der Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIb verwendet, der einen geradlinigen Verlauf zeigt. Die Bereiche am Übergang von Zustand IIa zu Zustand IIb und vor dem Bruch weisen oft eine deutliche Krümmung auf. Diese Bereiche der Spannungs-Dehnungs-Linie werden für das Festlegen der Ausgleichsgeraden für den Zustand IIb nicht berücksichtigt.

- Als **Bruchzustand** wird der Punkt interpretiert, bei dem die höchste Kraft gemessen wurde. Typisch für den Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie ist in einigen Fällen ein mehr oder weniger überproportionales Ansteigen der Dehnungen vor dem Bruch. Grundsätzlich werden in dieser Arbeit für die Auswertung die tatsächlich gemessenen Bruchlasten bzw. -spannungen und zugehörigen Dehnungen verwendet. In Fällen, wo der Punkt D aus der Linearisierung benutzt wird, erfolgt ein besonderer Hinweis.

3.2 Bestimmung Faserumfang, Faserquerschnittsfläche

3.2.1 Grundsätzliche Überlegungen

Die Länge des Umfanges der Grenzfläche zwischen Fasern und Matrix ist ein wichtiger Parameter bei der Untersuchung der Verbundeigenschaften, ebenso die durch ein Filamentgarn eingenommene Querschnittsfläche. Die geometrische Form, die das Filamentgarn annimmt, ist sehr stark von den Randbedingungen abhängig. Die Filamente eines Garnes besitzen eine definierte Geometrie. Sie ist fallweise zu bestimmen, da sie durch jeden technologischen Schritt der Herstellung des Verbundwerkstoffes beeinflusst wird. Es gibt bisher kein Modell, das es erlauben würde, die geometrischen Eigenschaften eines Filamentgarnes vorherzusagen, um so den äußeren Umfang oder die durch das Bündel im Querschnitt eingenommene Fläche zu bestimmen.

OAKLEY & PROCTOR [103] berichteten erstmals quantitativ über geometrische Eigenschaften von Glasfasern als Betonbewehrung, erläutern aber nicht das Verfahren, mit denen diese bestimmt wurden. Auch KRENCHER gibt in [104] die Länge der Umfangslinie an, ohne auf die angewandte Methode einzugehen. Gleiches gilt für HEGGER in [26]. Auf die Arbeiten von OHNO [96], KAKEMI, HANNANT & MULHERON [105] sowie BRAMESHUBER & BANHOLZER [106, 26] wird im Abschnitt 3.2.8 eingegangen. Als wesentlich ist die Arbeit von PURNELL [107] zu nennen, auf der die folgenden Überlegungen aufbauen.

OHNO zitiert weiterhin HUGHES als Quelle 3 und 4 in [96], Abschnitt 4. Demnach hat HUGHES eine Krypton-Gas-Absorptions-Methode bei der Temperatur von flüssigem Stick-

¹⁷Die theoretischen Eckpunkte der Spannungs-Dehnungs-Linie treten so in der Praxis nicht auf. Die wenigen Punkte der analytischen Lösung beruhen auf zahlreichen, teilweise stark idealisierenden Annahmen, die im praktischen Material natürlichen Streuungen unterworfen sind.

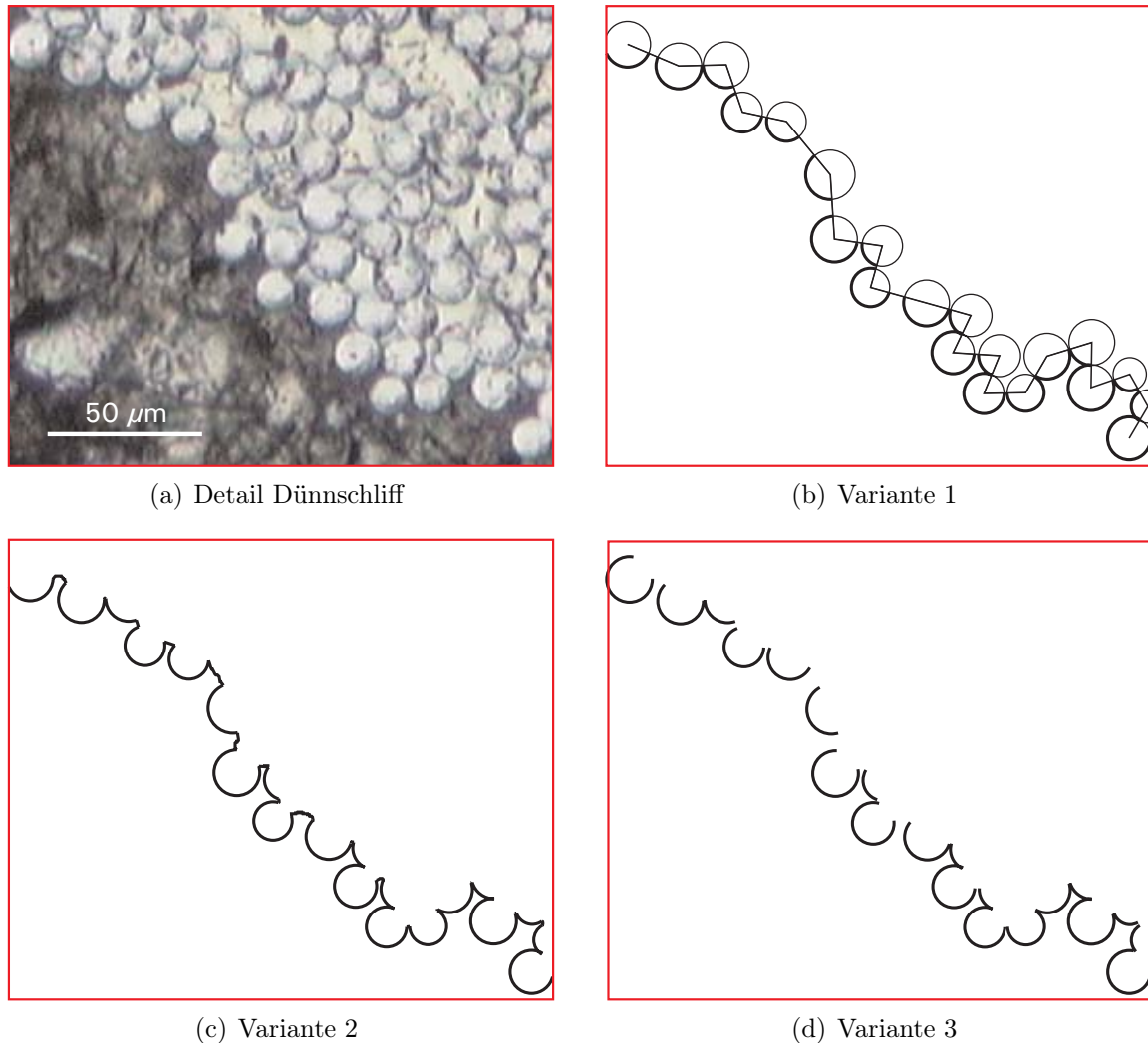


Bild 3.10: Varianten für die Wahl einer Verbundlänge, die mit verschiedenen technischen Mitteln messbar ist

stoff verwendet, um die Oberfläche von Polypropylenfilmen zu bestimmen. Da bei diesem Verfahren aber die gesamte Oberfläche einschließlich kleinster Poren gemessen wird, werden die gemessenen Werte sehr groß. OHNO ermittelte Werte, die um den Faktor 3 bis 4 kleiner ausfallen als die von HUGHES.

Grundsätzlich besteht zunächst die Frage, welche der messbaren Längen an der Kontaktfläche Faser-Matrix als Verbundfläche interpretiert wird. Folgende Möglichkeiten stehen zur Auswahl (Bild 3.10):

1. Die Länge der Umfangslinie der außenliegenden Filamentoberflächen

Diese, in Bild 3.10(b) dargestellte Länge ergibt sich aus der Anzahl der außenliegenden Filamente und ihres anteiligen, der Matrix zugewandten Randes. Theoretisch ließe sich diese Linie als Summe der der Matrix zugewandten Filamentränder zwi-

schen den Berührungspunkten der Filamente definieren. Praktisch berühren sich nicht alle benachbarten Filamente. Alternativ sei die Linie definiert als die der Matrix zugewandten Filamentränder, begrenzt jeweils durch die Verbindungsgeraden zwischen den Mittelpunkten (Schwerpunkten) zweier benachbarter Filamente. Etwa vorhandene Geradenabschnitte zwischen diesen so entstehenden Schnittpunkten zwischen den Filamenten können wahlweise berücksichtigt werden oder nicht.

Zur Ermittlung dieser Länge sind Informationen über die Lage der einzelnen Filamente an der Grenzfläche zueinander und ihre Durchmesser erforderlich. Diese könnten mit einem elektronischen Bildauswertesystem ermittelt werden, das die einzelnen Filamente durch eine Mustererkennung detektieren kann. Filamentgarne besitzen im Querschnitt im Regelfall keinen konvexen Verlauf des Randes zur Matrix. Es muss also weiterhin ein Kriterium gefunden werden, das die zur Oberfläche gehörenden Filamente bestimmt.

Mit dieser Methode würde ein Wert für die Länge der Grenzlinie geliefert werden, der die Besonderheiten der Querschnittsform des Filamentbündels beschreibt. Die Erhärtungskinetik der Matrix würde das Ergebnis nicht beeinflussen, solange es durch den Hydratationsdruck nicht zu geometrischen Veränderungen der Struktur des Filamentbündels kommt.

Ein Beispiel für die Anwendung ist die Arbeit von OHNO [96]. Er bestimmte den Umfang von Fasern aus fibrilliertem Polypropylen im optischen Mikroskop bei Aufsicht. HEGGER [26] favorisiert für seine Untersuchungen ebenfalls dieses Maß für die Festlegung der Bezugsfläche.

2. Die Länge der Umfangslinie der Matrix

Die Länge der Umfangslinie der Matrix setzt sich zusammen aus den Längen, wo Filament und Matrix eine gemeinsame Oberfläche haben – also miteinander im Verbund stehen – und den dazwischen liegenden Rändern der Matrix ohne Verbund zu einem der Filamente (Bild 3.10(c)). Dieses Maß liefert offensichtlich immer Werte, die größer sind als die wirkliche Verbundfläche. Die Länge der Umfangslinie der Matrix kann anhand von Dünnschliffen ermittelt werden.

Da sich der Verlauf dieser Grenze mit dem Alter aufgrund der fortschreitenden Hydratation (in Abhängigkeit der verwendeten Matrix) bekanntlich ändert, können Veränderungen aufgrund des Hydratationsverhaltens der Matrix erfasst werden. Die übertragbaren Verbundkräfte sind von der Größe (Quantität) und der Dichtigkeit (Qualität) der Kontaktfläche abhängig. Da die Quantität offensichtlich mit dem Verlauf der Grenzfläche der Matrix im Zusammenhang steht, ließen sich qualitative und quantitative Einflüsse der Kontaktfläche auf das Verbundverhalten erfassen.

Die Arbeiten von PURNELL ET AL. können hier eingeordnet werden. Im Folgenden wird darauf noch detailliert eingegangen.

3. Die Kontaktfläche zwischen Filamenten und Matrix

Dieses Maß liefert die wirklich vorhandene Verbundfläche (siehe Bild 3.10(d)). Sie ist jeweils kleiner als die im Anstrich 1 und Anstrich 2 genannten Varianten.

Diese Fläche ist sehr schwer zu ermitteln, da sie weder der Länge der Matrixlinie im Dünnschliff noch der Länge der äußeren Filamentumfänge entspricht, sondern der Schnittmenge, an der sich die beiden erstgenannten Flächen vereinigen bzw. berühren.

Gelänge es, diese Fläche zu ermitteln, könnten die Einflüsse der Qualität (Dichtigkeit der Matrix und adhäsive Eigenschaften) und der Quantität der Kontaktfläche (z. B. Änderungen durch Einwachsen der Hydratationsprodukte in das Faserbündel) unabhängig voneinander studiert werden.

4. Eine Länge, die keinem der genannten Maße 1. bis 3. entspricht

Für einige Anwendungen kann es sinnvoll sein, ein anderes Maß als die drei bisher aufgezeigten Varianten zu verwenden. Grundsätzlich können globale und lokale Eigenschaften der Umfangslinie unterschieden werden. Unter der globalen Eigenschaft der Umfangslinie ist deren Länge und Form unter Vernachlässigung der lokalen Eigenschaften zu verstehen. Die lokalen Eigenschaften sind eine Beschreibung auf einem mindestens eine Größenordnung kleineren Niveau.

Auf den speziellen Anwendungsfall bezogen heißt das, dass die globale Eigenschaft der Umfangslinie ein Maß für den im Kontakt mit der Matrix stehenden Umfang des Filamentgarnes darstellen kann, aber die speziellen Eigenschaften im Zwickel zweier sich berührender Filamente unberücksichtigt lässt. Somit wäre es möglich, Eigenschaften, die aus der (textilen) Verarbeitung der Garne herrühren und die globale Form und die Packungsdichte des Garnes beeinflussen, von den sehr lokalen Eigenschaften der Grenzlinie zu trennen, die überwiegend durch die Erhärtungskinetik gesteuert werden.

In der vorliegenden Arbeit stehen die globalen Eigenschaften der Grenzlinie und die Zusammenhänge mit den verschiedenen Verfahren der textilen Verarbeitung im Mittelpunkt. Lokale Unterschiede infolge einer unterschiedlichen Erhärtungskinetik der Matrix beeinflussen das gesuchte Ergebnis. Es ist daher wünschenswert, eine Methode anzuwenden, die lokale Eigenschaften der Grenzlinie vernachlässigt.

KAKEMI, HANNANT & MULHERON haben in [105] ein Verfahren beschrieben, das hier einzuordnen wäre, mehr dazu in Abschnitt 3.2.5.

Für Punkt 3 ist dem Verfasser kein System bekannt, das eine solche Untersuchung mit einem vertretbaren Aufwand ermöglichen würde. Auch für Punkt 1 stand kein geeignetes System für eine automatische Durchführung der Untersuchungen zur Verfügung. Über detailliertere Überlegungen und Erfahrungen zu dem in Punkt 2 genannten Verfahren soll im Folgenden berichtet werden. Es schließen sich einige Ausführungen zu einer versuchsweisen Umsetzung des Gedankens von Punkt 4 in Abschnitt 3.2.5 an.

Die Arbeit von PURNELL ET AL. [107] beschreibt sehr detailliert ein Verfahren, das grundsätzlich geeignet ist, die Länge der Umfangslinie der Matrix zu ermitteln. In Anlehnung an diesen Vorschlag wurde die folgende Vorgehensweise zur Ermittlung von Geometriewerten an Glasfasern als Betonbewehrung erarbeitet:

- Zunächst werden Dünnschliffe der faserbewehrten Betonproben hergestellt. Für mineralogische Untersuchungen im Durchlicht-Polarisations-Mikroskop wird üblicherweise mit einer Dicke von 25...30 µm gearbeitet. Zur Herstellung werden die Proben unter Einwirkung von Vakuum mit einem geeigneten dünnflüssigen Kunstharz imprägniert. Nach der Aushärtung des Harzes ist gewährleistet, dass während der weiteren Präparation die Bestandteile der Probe (in diesem Fall die Fasern und die Matrix) fixiert werden. Anschließend wird eine Seite der Probe bis zur Ebenheit geschliffen und auf einem gläsernen Objektträger fixiert. Es folgt das Abschleifen der anderen Seite der Probe bis auf das gewünschte Maß.

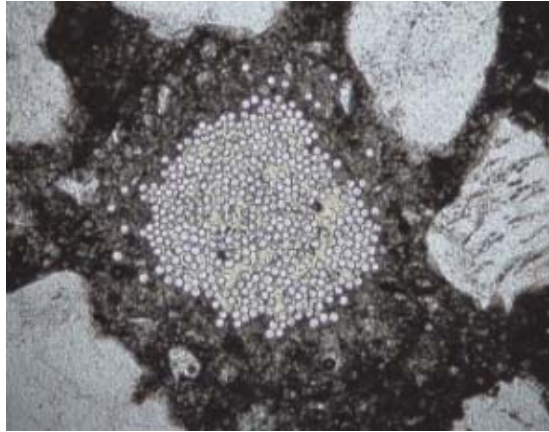
Für eine bessere optische Abbildungsqualität ist es von Vorteil, die Probe abzudecken. Dies kann provisorisch mit Glyzerin oder dauerhaft mit einem Kunstharz geschehen. Proben, die für die Lichtmikroskopie provisorisch abgedeckt werden, haben den Vorteil, auch noch für Untersuchungen im Rasterelektronenmikroskop (REM) geeignet zu sein.

In Vorversuchen wurde die Dicke der Schliffe zwischen 25 und 100 µm variiert. Es zeigte sich, dass ab etwa 50 bis 60 µm optimale Voraussetzungen für die Anwendung der elektronischen Bildauswertung erzielt werden. Bei zu dünnen Schliffen verliert die poröse Matrix zunehmend ihre opaken Eigenschaften, bei wesentlich dickeren Schliffen verringert sich die Lichtdurchlässigkeit der transparenten Bildbestandteile (Fasern und harzverpresste Hohlräume).

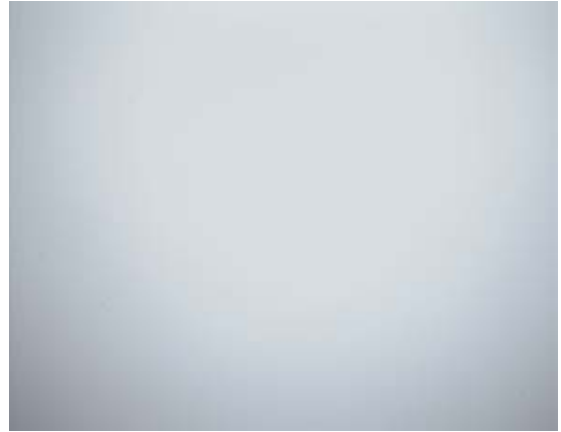
- Im optischen Durchlichtmikroskop werden mit Hilfe einer digitalen Kamera die für die Bildauswertung erforderlichen Daten aufgenommen. Die verwendete Kamera hat eine Auflösung von 1280 Pixeln in horizontaler Richtung und 1024 Pixeln in vertikaler Richtung. Die Pixel haben eine quadratische Form.
- Für die Bildanalyse kam das kommerzielle Softwarepaket KS300 der Fa. Carl Zeiss Jena (Deutschland) zum Einsatz. Die Bildanalyse erfolgt in mehreren Teilschritten:
 - Zum Ausgleich einer evtl. ungleichmäßigen Ausleuchtung und bzw. oder einer Vignettierung¹⁸ kann es erforderlich sein, das Originalbild mit einem Referenzbild ohne Dünnschliffprobe durch die Funktion `divide` zu überlagern. Damit werden ungewollte Helligkeitsschwankungen im Bild infolge ungleichmäßiger Ausleuchtung eliminiert (siehe Bild 3.11). Auf eine Normalisierung – wie von PURNELL ET AL. vorgeschlagen – wurde verzichtet¹⁹.
 - Soweit die Faser aus mehreren Teilbildern besteht, müssen diese noch zusammengefügt werden.

¹⁸Als *Vignettierung* (engl.: *cornershading*) bezeichnet man die Abdunklung von Bildbereichen mit zunehmendem Abstand von der Bildmitte.

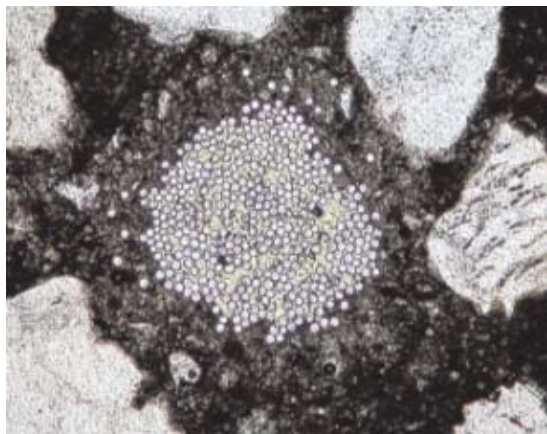
¹⁹Oft wird nur ein Teil des zur Verfügung stehenden Tonumfanges für die Darstellung eines Bildes verwendet. Durch Anpassung des genutzten Tonumfanges an den nutzbaren Tonumfang erhöht sich der Kontrast des Bildes ohne einen Verlust von Bildinformationen. Für die Untersuchungen war der Bildkontrast jedoch von untergeordneter Bedeutung. Die durch die Schwellwertfunktion detektierten Bereiche werden durch das Normalisieren nicht beeinflusst, nur der absolute Wert des Schwellwertes kann sich ändern. Aus diesen Gründen wurde auf eine Normalisierung verzichtet.



(a) Originalbild



(b) Referenzbild



(c) Korrigiertes Bild

Bild 3.11: Ungleichmäßige Ausleuchtung einer lichtmikroskopischen Aufnahme, Referenzbild ohne Probe und korrigiertes Bild

- Als Grenzfläche wird die Hell-Dunkelgrenze zwischen der opaken Matrix und den transparenten Fasern bzw. dem Injektionsharz interpretiert. Dazu wird die Schwellwertfunktion angewendet. Als Ergebnis stehen alle Grenzlinien im Bild zur Verfügung, an denen die benachbarten Pixel jeweils auf verschiedenen Seiten des Schwellwertes liegen.

Für den Schwellwert geben PURNELL ET AL. an, dass ein objektives Entscheidungskriterium angewandt werden kann. So gibt es für jede Aufnahme eines Faserquerschnittes einen bestimmten Schwellwert, bei dem die gefundene Grenzfläche eine minimale Länge annimmt und der gesuchten Grenzfläche entspricht. Bei einem geringeren Schwellwert (dunkler) werden Bereiche der Matrix eingeschlossen, die nicht mehr erwünscht sind und den erfassten Bereich vergrößern. Bei einem größeren Schwellwert (heller) verzweigt sich die gefundene Grenzfläche entlang der Körpergrenzen der Filamente in das Innere des Rovings und liefert so ebenfalls eine längere Grenzfläche als die gesuchte. Als Kriterium für den richtigen Schwellwert kann demnach das Minimum der gefundenen Umfangslinie verwendet werden. Auf diese Frage wird noch detaillierter in den Abschnitten 3.2.3 und 3.2.4 eingegangen.

- Anschließend wird die Funktion `fill holes` angewendet. Sie eliminiert kleine Objekte, die innerhalb größerer Objekte liegen. Solche unerwünschten kleinen Objekte entstehen z. B. durch Fehlstellen der Dünnschliffe innerhalb eines Faserquerschnittes oder andere dunklere Stellen innerhalb des Faserbündels. Durch die Anwendung dieser Funktion wird gewährleistet, dass solche Fehlstellen nicht die gemessene Fläche beeinflussen.
- Als letztes werden Umfang und Flächeninhalt der Faserbündel bestimmt. In einigen Fällen bilden die Fasern keinen zusammenhängenden Bereich pro Roving. In diesen Fällen sind die gemessenen Werte aller Teilflächen eines Rovings zu berücksichtigen.

Für die Messung des Umfanges standen mehrere Funktionen zur Verfügung, die auf unterschiedlichen Methoden beruhen. Verwendet wurde die Funktion `perimcroft`, die den Umfang nach CROFTON bestimmt und besonders für runde Formen geeignet ist.

- Diese Vorgehensweise wird für eine ausreichende Anzahl von Fasern wiederholt und der Mittelwert aller Messungen an einer Probe für die weitere Auswertung verwendet. Es wurde angestrebt, wenigstens 10 Messungen an verschiedenen Faserquerschnitten einer Probe für die Bildung eines möglichst repräsentativen Mittelwertes zu erhalten.

Es zeigt sich, dass diese Methode grundsätzlich für die Bestimmung der Grenzlinie geeignet ist, aber zahlreiche Faktoren das Ergebnis beeinflussen können. Zu den wesentlichen Einflussfaktoren zählen:

- der **Abbildungsmaßstab**

Bei einer elektronischen Verarbeitung werden die Bilddaten in einzelne Bildpunkte oder Pixel zerlegt. Das Größenverhältnis von abgebildetem Objekt und den Pixeln bildet den Abbildungsmaßstab. Es ist offensichtlich, dass zur Darstellung von

Strukturen einer bestimmten Größe gewisse Mindestanforderungen an die Bildauflösung bzw. den Abbildungsmaßstab bestehen. Bei einer zu geringen Auflösung können kleinere Strukturen nicht mehr dargestellt und bei der Messung folglich nicht mehr erfasst werden.

- die **optischen Aufnahmebedingungen**

Zu diesem Punkt zählt vor allem die Schärfentiefe²⁰, die durch die Wahl der Blende festgelegt wird. Bei den durchscheinenden Dünnschliffen wird auf eine wählbare Objektebene fokussiert. Von der eingestellten Blende ist jedoch abhängig, mit welcher Schärfe die Bereiche vor und hinter der Fokussierebene abgebildet werden. Durch die Variation der Blende bzw. Schärfentiefe verändert sich die Intensität, mit welcher die Filamentränder sichtbar werden, was erheblichen Einfluss auf das Messergebnis hat.

- der verwendete **Schwellwert**

Der Schwellwert ist entscheidend dafür, welche Bildbereiche zur Faser zählen sollen und welche nicht. Es ist zu prüfen, ob unter dem Einfluss der beiden zuvor genannten Größen ein objektives Kriterium für die Festlegung eines Schwellwertes gefunden werden kann.

3.2.2 Maßstabeffekt

3.2.2.1 Problemstellung

Ein Effekt spielt bei der Anwendung elektronischer Bildauswerteverfahren auf digitale Bilddaten eine wesentliche Rolle: der verwendete Abbildungsmaßstab. Er wird hier definiert als das Verhältnis vom Einzelfaserdurchmesser d zu den Abmessungen der Pixel a . Von ihm ist es abhängig, welche Strukturen noch aufgelöst und mit Methoden der elektronischen Bildauswertung erfasst werden können.

Die Abhängigkeit des Messergebnisses vom Abbildungsmaßstab wurde schon von OHNO in [96] erwähnt, der ein analoges Verfahren für die Bestimmung von Umfang und Querschnittsfläche an Beton mit fibrillierten Polypropylenfasern einsetzte. OHNO [96] bemerkte zwar, dass alle Details wie gewünscht nur bei etwa 400-facher Vergrößerung erkennbar sind und dass bei geringeren Auflösungen kleinere Strukturen der Fasern nicht mehr aufgelöst und folglich durch die Messung nicht mehr erfasst werden können. Verwendet wurde aber schließlich mit Hinweis auf den Umfang der Untersuchungen und den notwendigen Zeitbedarf nur eine 100- bis 150-fache Vergrößerung.

Die als Bewehrung in zementgebundenen Matrices eingesetzten Filamentgarnen sind Bündel aus etwa 100 (68 tex) bis 4000 Filamenten (2500 tex). Die geometrische Anordnung der Filamente im Querschnitt variiert sehr stark. Möglich ist sowohl eine etwa kreisrunde Form, als auch eine ausgeprägt bandförmige Anordnung der Filamente. Die

²⁰Die *Schärfentiefe* ist die Ausdehnung des scharf abgebildeten Bereiches eines optischen Systems in Richtung der optischen Achse. Sie ist hauptsächlich von der Brennweite und der Blende abhängig.

bandförmige Anordnung kann auch gut mit der einer flachen Ellipse verglichen werden. Die größte Ausdehnung dieser Ellipse variiert zwischen etwa 0,3 mm und mehreren Millimetern. Für ein Glas-Filamentgarn der Feinheit 2500 tex wurde in eigenen Untersuchungen eine Ausdehnung von bis zu ≈ 5 mm festgestellt.

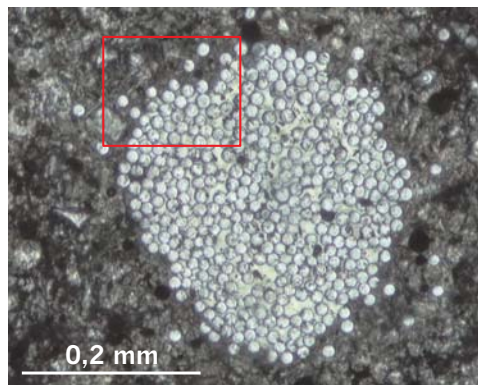
Heute übliche Laborausstattungen verfügen über Lichtmikroskope mit einer digitalen Kamera zur Bilderzeugung. Die physikalische Auflösung der Kameras erreicht heute Bereiche von 512×512 Pixeln (PURNELL [107]) bis 1280×1024 Pixeln. Auflösungen, die wesentlich darüber liegen, sind dem Autor nicht bekannt und ohne weiteres nicht erreichbar²¹. Typischerweise zeigen die Fasern bevorzugt in eine Richtung die größere Ausdehnung. Wenn darauf geachtet wird, dass mindestens die kleinste Ausdehnung der Faser mit einer Aufnahme vollständig auf das Bild passt und nur in Richtung der großen Ausdehnung eine Montage mehrerer Einzelaufnahmen notwendig ist, so werden für das Verhältnis von Filamentdurchmesser d ($15 \dots 25 \mu\text{m}$) zu Pixelabmessung a Verhältnisse von $d/a \approx 1 \dots 100$ erreicht. Das heißt, jedes der kreisförmigen Filamente wird durch einige wenige oder auch bis zu 100 meist quadratische Pixel dargestellt. Bild 3.12(a) zeigt eine solche Aufnahme mit einem Verhältnis von $d/a = 22,6$. In dem vergrößerten Ausschnitt in Bild 3.12(b) wird die Darstellungsqualität der Faser-Matrix-Grenzfläche deutlich. Die Teilbilder 3.12(c) bis 3.12(f) zeigen, wie sich jeweils eine Halbierung der Auflösung auswirkt.

Für die Bestimmung der Länge der Grenzfläche zwischen dem Faden und der Matrix ist die Qualität der Abbildung der Zwickel zwischen den einzelnen Filamenten maßgebend. Der Abstand der Filamentränder verringert sich bis zum Berührungspunkt, um dort den Wert Null zu erreichen. Um diesen theoretischen Grenzzustand messtechnisch zu erfassen, ist theoretisch eine unendlich hohe Auflösung der Bilder erforderlich. Praktisch ist die Auflösung, wie oben beschrieben, durch die verwendeten Geräte begrenzt und wird durch die Größe des Bildausschnittes und die physikalische Auflösung des verwendeten Kamerasystems bestimmt.

Zur Bewertung von Potential und Grenzen des beschriebenen Verfahrens soll im Folgenden untersucht werden, unter welchen Bedingungen Ergebnisse mit einer geforderten Genauigkeit erwartet werden können.

Da die entsprechenden Zahlenwerte für die zu untersuchenden Dünnschliffe unbekannt sind und sich auch nicht auf einem anderen Weg ermitteln lassen, muss das Verfahren an Bilddaten von Objekten mit bekannter Geometrie geprüft werden. Eine einfache Möglichkeit ist die Erzeugung geeigneter Pixelbilder mit einem Grafikprogramm. Dadurch sind die geometrischen Eigenschaften bekannt und können mit den Messwerten verglichen werden. In Anlehnung an die zu untersuchenden Dünnschliffe werden Figuren aus weißen Kreisen vor einem schwarzen Hintergrund verwendet. Bild 3.13 zeigt beispielhaft

²¹Es gibt Systeme, bei denen es möglich ist, großflächige Aufnahmen in jeder am Mikroskop verfügbaren Auflösung herzustellen. Dazu werden in der gewählten Auflösung Teilbilder des abzubildenden Bereiches erzeugt und anschließend zu einem Gesamtbild zusammengesetzt. Hierbei wird zweckmäßigerweise ein computergesteuert verfahrbarer Objektisch verwendet. Bei kommerziell erhältlichen Systemen braucht der Nutzer nur noch den Ausschnitt und die Auflösung zu wählen. Die Aufnahme der Teilbilder inklusive Tischpositionierung, Fokussierung, Bilderzeugung, evtl. Bildkorrekturen und die Zusammensetzung der Teilbilder zu einem Gesamtbild erfolgen vollständig programmgesteuert. Ein solches System stand nicht zur Verfügung.



(a) Original mit Detail



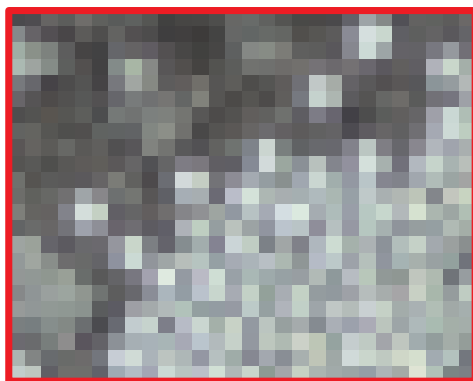
(b) Detail



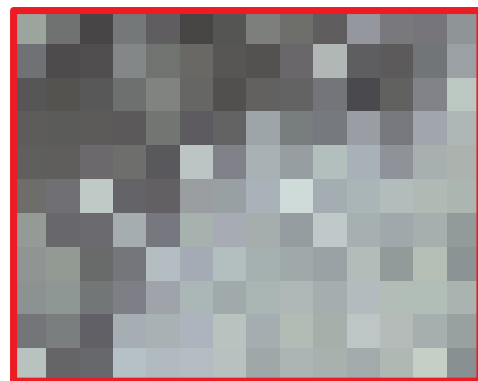
(c) Detail, 1/2 Auflösung



(d) Detail, 1/4 Auflösung



(e) Detail, 1/8 Auflösung



(f) Detail, 1/16 Auflösung

Bild 3.12: Lichtmikroskopische Aufnahme einer AR-Glasfaser NEG-ARG155-01 im Feinbeton, Dünnschliff 30 μm , 50-fache Vergrößerung und ein Ausschnitt in verschiedenen Bildauflösungen

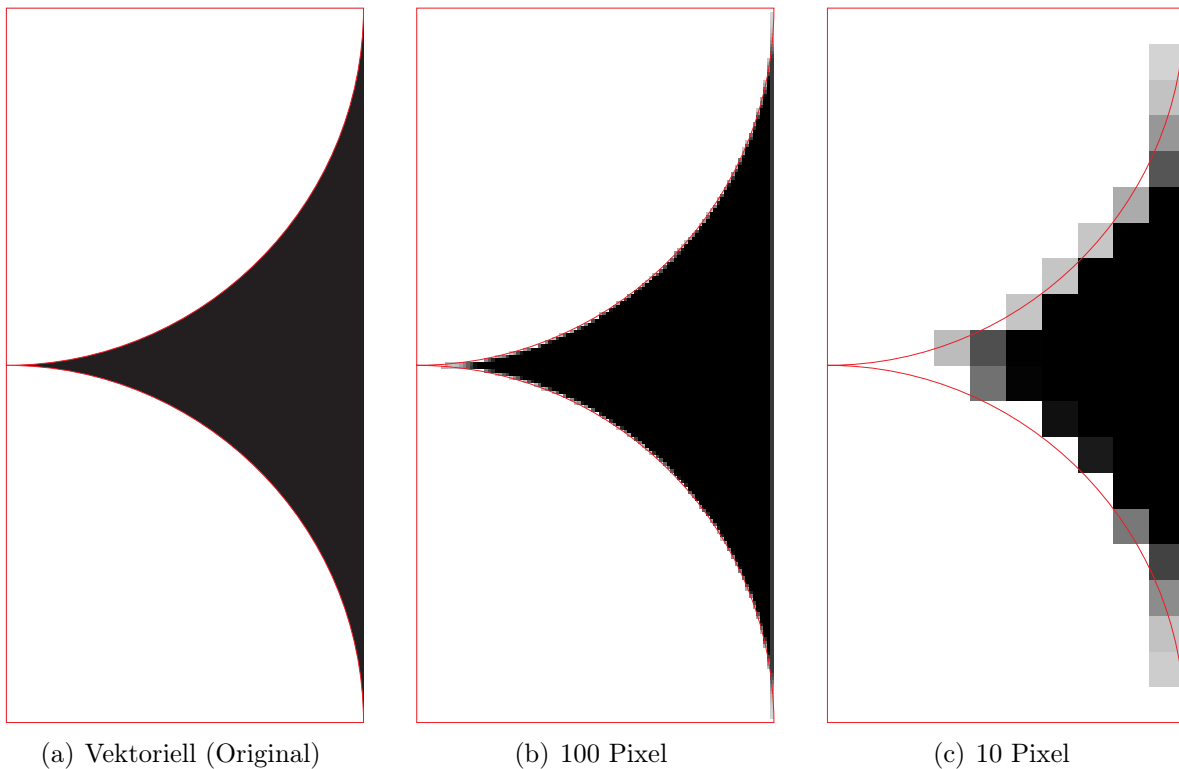


Bild 3.13: Zwickel zwischen zwei Kreisen in vektorieller Darstellung und als Pixelbilder in zwei verschiedenen Auflösungen

einen Bildausschnitt mit zwei sich berührenden Kreisen in vektorieller Darstellung (Bild 3.13(a)) und als Pixelbilder mit 100 (Bild 3.13(b)) und 10 Pixeln (Bild 3.13(c)) in horizontaler Richtung. Die Originalform der Kreise ist in den Pixelbildern jeweils als Linie mit dargestellt.

Es ist deutlich zu erkennen, dass mit der Veränderung der Bildauflösung erhebliche Änderungen der Darstellungsqualität einhergehen. Für die durchzuführenden Untersuchungen müssen der Umfang und die Querschnittsfläche der Kreise bestimmt werden. Der gesuchte Kreisumfang entspricht der Länge der Linie des Originals, die gesuchte Querschnittsfläche den weißen Bildanteilen (Bild 3.13(a)). Bei einer Verringerung der Bildauflösung wie in den Bildern 3.13(b) und 3.13(c) können filigrane Details nicht mehr dargestellt werden. Das wird offensichtlich dazu führen, dass mit sinkender Auflösung der gemessene Umfang abnimmt und die gemessene Fläche der hellen Bildanteile zunimmt.

Für die folgenden Untersuchungen soll angenommen werden, dass es sich um weiße Kreise auf einem schwarzen Hintergrund handelt und sich die Kreise jeweils in einem Punkt berühren. Das digitale Abbild dieser Situation wird mit einer bestimmten Auflösung als Graustufenbild erzeugt. Bei einer Farbtiefe von beispielsweise 8 Bit wird jedem Bildpunkt einer von $2^8 = 256$ Helligkeitswerten zugeordnet. Die Grenzlinie zwischen der schwarzen Umgebung und den weißen Kreisen wird durch einen Schwellwert festgelegt. Dieser sei 50 %, d. h. Pixel mit einem Helligkeitswert bis 128 liegen auf der einen Seite der Grenzlinie, Pixel mit einem Helligkeitswert zwischen 129 und 256 auf der anderen

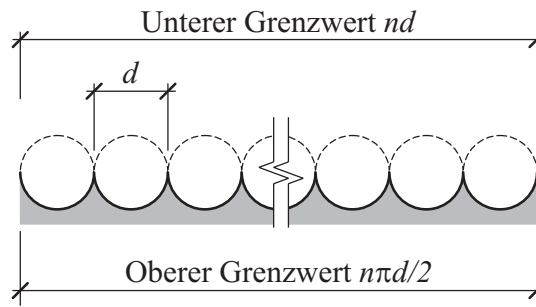


Bild 3.14: Unterer und oberer Grenzwert für die Umfangslinie bei n Halbkreisen mit dem Durchmesser d und geradliniger Anordnung

Seite der Grenzlinie. Kriterium für die Zuordnung der Bildpunkte ist also, ob die mit einem Pixel abgebildete Fläche des Originals entsprechend dem gewählten Schwellwert mehr weiße oder mehr schwarze Bereiche enthält. Weiterhin ist zu erwähnen, dass für eine einfache Behandlung im Folgenden grundsätzlich mit quadratischen Pixeln gearbeitet wird.

3.2.2.2 Grenzwerte

Zunächst können durch eine einfache Überlegung zwei Grenzwerte benannt werden, zwischen denen das Ergebnis prinzipbedingt zu erwarten ist. Zur Veranschaulichung sollen n auf einer Geraden angeordnete, sich jeweils berührende Filamente bzw. Kreise mit dem Durchmesser d dienen (Bild 3.14). Die Länge der gesuchten Umfangslinie beträgt rechnerisch $n\pi d/2$. Mit einer unendlich hohen Auflösung des verwendeten bildgebenden Verfahrens wäre es theoretisch möglich, diesen Wert durch eine Messung zu bestätigen. Praktisch ist die zur Verfügung stehende Auflösung jedoch begrenzt. Wird die Auflösung so weit reduziert, dass die einzelnen Filamente nicht mehr erkennbar sind, wird praktisch ein Wert gemessen, der der Länge der Geraden entspricht, an der die Filamente aufgereiht sind, nämlich nd . Das Verhältnis von gemessener zu wahrer Länge wird also immer zwischen den beiden Grenzwerten 1 (oberer Grenzwert) und $2/\pi \approx 0,637$ (unterer Grenzwert²²) liegen.

3.2.2.3 Analytische Untersuchung

Für eine analytische Untersuchung wurde der Sachverhalt stark vereinfacht und auf einige Spezialfälle begrenzt. In Bild 3.15 ist zunächst die Situation dargestellt, wenn sich zwei benachbarte Kreise in einem Punkt berühren und das Bild so orientiert ist, dass die Kanten der Pixel parallel zur Verbindungsgeraden der beiden Kreismittelpunkte bzw. parallel zur Tangente durch den Berührungspunkt der Kreise verlaufen. Der Ursprung

²²In Abschnitt 3.2.2.3 wird auf den Umstand eingegangen, dass sich die Filamente teilweise nicht berühren bzw. die Matrix nicht bis zum Berührungspunkt der Filamente vordringen kann. Zur Beschreibung dieses Zusammenhanges wird in der analytischen Betrachtung wie für die Simulation in Abschnitt 3.2.2.4 ein fiktiver Abstand f zwischen den Filamenten eingeführt. Unter Berücksichtigung des Faktors ergibt sich der untere Grenzwert zu $(2 + 2f)/(\pi + 2f)$.

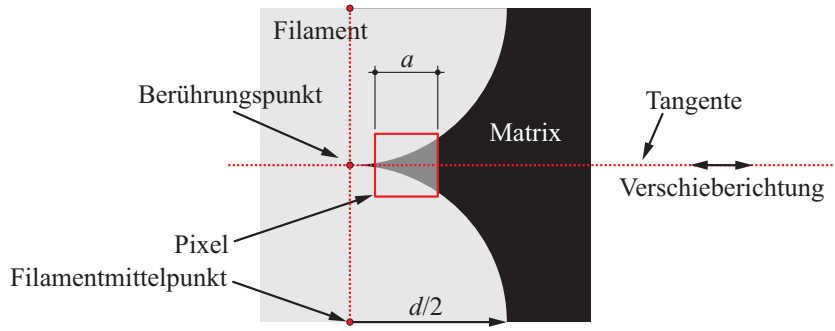


Bild 3.15: Zur Simulation wird das Pixel symmetrisch zur Tangente durch den Berührungspunkt zweier Filamente positioniert und auf dieser verschoben

des verwendeten orthogonalen Koordinatensystems soll auf dem Berührungspunkt der beiden Kreise liegen. Der Schwellwert ist auf 50 % festgelegt. Für den Zwickel zwischen zwei Kreisen gilt demnach, dass die Grenzlinie den Zwickel nur so weit erfassen kann, wie die schwarzen Bildanteile pro Pixel den Schwellwert erreichen.

Gesucht ist x_p , die Lage des Schwerpunktes des Pixels an der Spitze des Zwickels auf der x -Achse, bei dem die schwarzen Bildanteile der Kreisfigur an der Fläche des Pixels dem Schwellwert entsprechen. Offensichtlich ergeben sich für alle möglichen Positionen des Pixelschwerpunktes bezüglich der y -Achse zwei maßgebende Fälle:

- In Teilbild 3.16(a) ist der Fall dargestellt, dass der Schwerpunkt des Pixels auf der x -Achse liegt. In dieser Situation ergibt sich die Lösung mit dem kleinsten möglichen x_p .
- Teilbild 3.16(c) zeigt die entsprechende Situation, wenn der Schwerpunkt des Pixels bei $y = a/2$ liegt, wobei a die Kantenlänge des Pixels ist. Diese Situation liefert als Lösung das größtmögliche x_p für das Pixel an der Spitze des Kreiszwickels.

Näherungsweise kann x_p als der Teil des Kreisumfanges aufgefasst werden, der durch eine Darstellung mit Pixelbildern nicht mehr erfasst werden kann und um den sich folglich bei einer anschließenden Messung der Umfang der Kreisfigur reduziert.

Für ein Pixel, dessen Schwerpunkt entsprechend Bild 3.16(a) bei $y = 0$ liegt, ergibt sich x_p aus der Bedingung

$$\frac{A_k}{A_p} = S \quad (3.1)$$

mit der Fläche der innerhalb des Pixels liegenden schwarzen Bildanteile A_k , der Fläche des Pixels A_p und dem Schwellwert S . Der Schwellwert S ist vorgegeben und die Fläche des Pixels ergibt sich aus der Kantenlänge a zu $A_p = a^2$. Die Lage des Schnittpunktes x_s des Kreisbogens mit einer Geraden durch die obere Kante des Pixels ergibt sich zu

$$x_s = \sqrt{ra - a^2/4}. \quad (3.2)$$

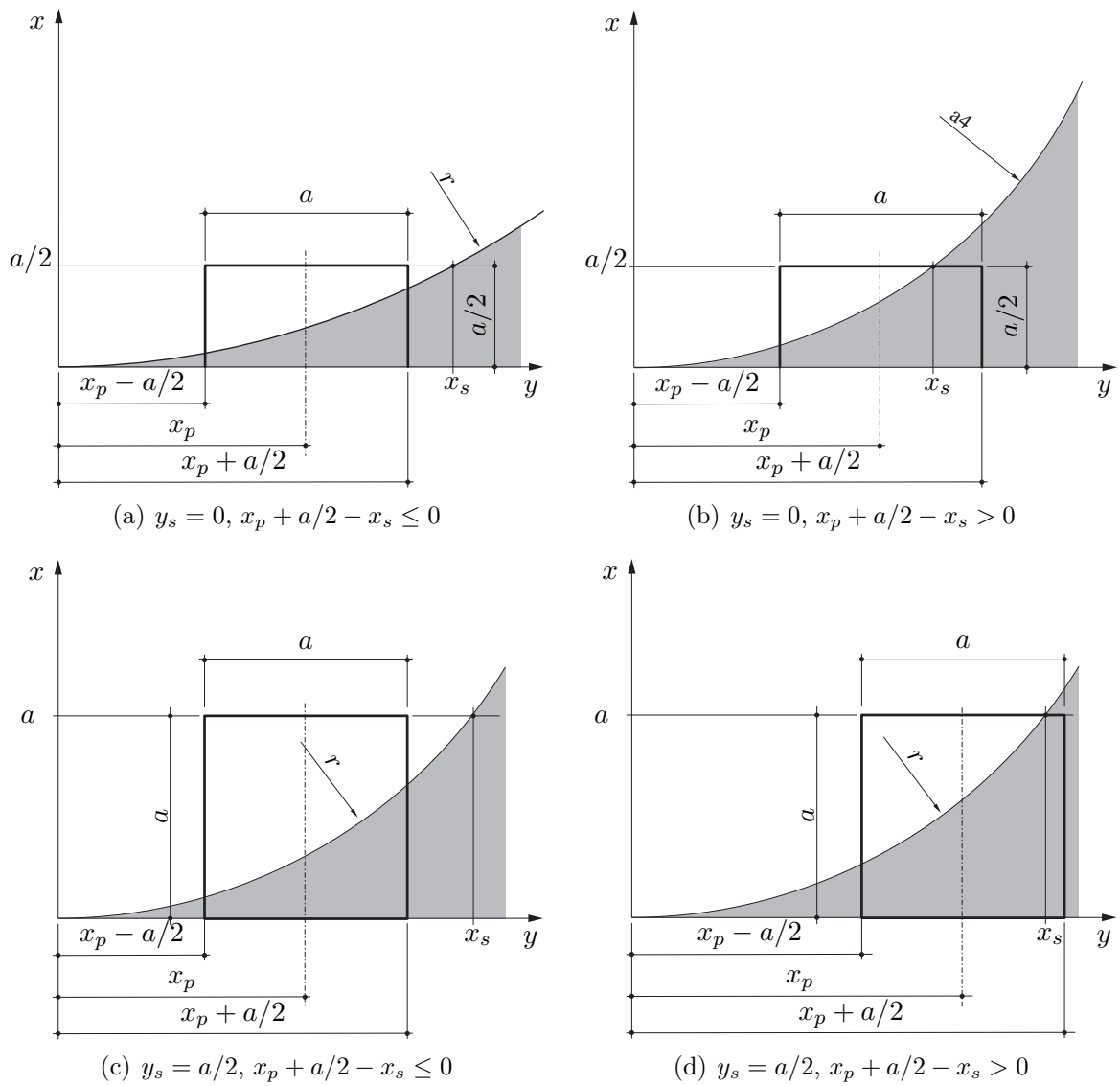


Bild 3.16: Situation am Zwickel, wenn ein Pixel mit der Schwerelinie auf der Tangenten durch die Berührungspunkte zweier Kreise liegt

Für den Fall $x_p + a/2 - x_s \leq 0$ (siehe Bild 3.16(a)) gilt:

$$A_k = \int_{x_p - a/2}^{x_p + a/2} r - \sqrt{r^2 - x^2} dx, \quad (3.3)$$

für den Fall $x_p + a/2 - x_s > 0$ (siehe Bild 3.16(b)) gilt entsprechend:

$$A_k = \int_{x_p - a/2}^{\sqrt{ra - a^2/4}} r - \sqrt{r^2 - x^2} dx + \frac{1}{2}a \left(x_p + \frac{1}{2}a - \sqrt{ra - \frac{1}{4}a^2} \right). \quad (3.4)$$

Da die Fallunterscheidung von der noch unbekannten Lösung x_p abhängt, muss zunächst die Lösung von Gl. (3.3) ermittelt werden. Anschließend ist zu prüfen, ob die Bedingung $x_p + a/2 - x_s \leq 0$ eingehalten ist, sonst ist x_p nach Gl. (3.4) erneut zu ermitteln. Als Entscheidungskriterium kann also folgende Bedingung verwendet werden:

$$x_p + \frac{1}{2}a - x_s \begin{cases} \leq 0 & \text{Die Anwendung von Gl. (3.3) war zulässig.} \\ > 0 & \text{Lösung ist mit Gl. (3.4) erneut zu bestimmen.} \end{cases} \quad (3.5)$$

Die genannte Reihenfolge der Lösungen macht Sinn, da der Lösungsaufwand für Gl. (3.3) geringer ist als für 3.4. Entsprechend ist im zweiten Grenzfall vorzugehen, wenn der Schwerpunkt des Pixels bei $y = a/2$ liegt (siehe Bilder 3.16(c) und 3.16(d)).

Bei der bis jetzt vorgestellten Vorgehensweise wurden zwei Annahmen getroffen, die im Verbundwerkstoff so bisher noch nicht beobachtet wurden und entscheidenden Einfluss auf die Bewertung der oben gezeigten Zusammenhänge haben:

1. *Annahme direkten Kontaktes zwischen den Filamenten*

Bis jetzt wurde angenommen, dass sich die einzelnen Filamente jeweils berühren. Beobachtungen zeigen jedoch, dass dieser Idealfall nicht der Regelfall ist. Bekanntlich kann die ideale Packungsdichte in den Filamentbündeln nicht erreicht werden. Innerhalb der Bündel berührt sich nur ein Teil der benachbarten Filamente. Gleiches gilt für die benachbarten Filamente an der Faser-Matrix-Grenzfläche.

2. *Annahme Grenzfläche entspricht Filamentoberfläche*

Es wurde angenommen, dass die Grenzfläche entlang der Filamentoberfläche verläuft. Diese Annahme schließt also vollständig durch Matrix gefüllte Zwickel zwischen den Filamenten ein. Praktisch ist das Maß, wie weit die Grenzfläche in die Zwickel hineinreicht, von verschiedenen Faktoren abhängig. Der Annahme entsprechende vollständig gefüllte Zwickel sind aber schon aus dem Grund nicht möglich, weil die Hydratationsprodukte nicht bis in unendlich kleine Räume wachsen können. Verschiedene Untersuchungen haben gezeigt, dass mit steigendem Alter das Interface dichter wird und die Hydratationsprodukte über die Zwischenräume zwischen den Filamenten in das Innere des Bündels hineinwachsen können.

Neben dem Alter können weitere Einflussfaktoren für den Verlauf der Grenzfläche benannt werden, z. B. Lagerungsbedingungen (Temperatur, Feuchte), Schlichtezusammensetzung, Mischungszusammensetzung und Belastung.

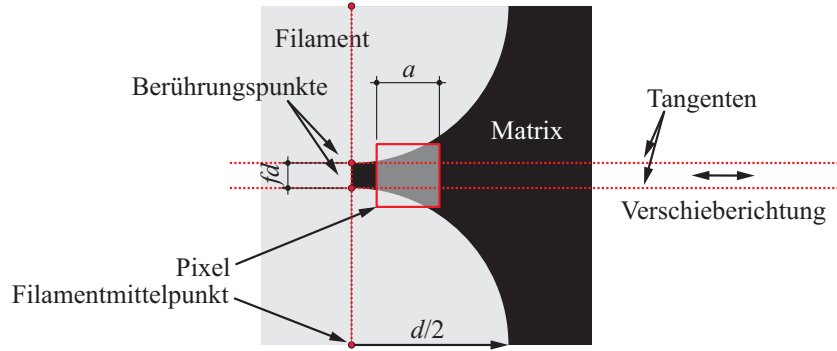


Bild 3.17: Erweiterung der Simulation für einen Abstand zwischen den Filamenten

Praktisch ist es demnach nicht notwendig, durch das Messverfahren unendlich kleine Zwischenräume erfassen zu können. Es stellt sich also die Frage, welcher Abbildungsmaßstab für die praktische Anwendung erforderlich ist bzw. bis zu welcher Größe die Strukturen mit einem bestimmten Abbildungsmaßstab zuverlässig erfasst werden können.

Zu untersuchen ist also weiterhin der Fall, dass die Kreise sich nicht berühren, sondern, wie in Bild 3.17 dargestellt, ein Abstand $fd = 2fr$ auf der Verbindungsgeraden der Kreismittelpunkte verbleibt. Dann ist für $y_p = 0$ die Gleichung

$$S = \frac{A_k}{A_p} = \frac{\int_{x_1}^{x_2} r(1+f) - \sqrt{r^2 - x^2} dx + \frac{a}{2} \left(x_p + \frac{a}{2} - x_2 \right)}{a^2/2} \quad (3.6)$$

zu lösen, wobei sich nach der etwas vereinfachten Darstellung in Bild 3.18 vier mögliche Fälle ergeben:

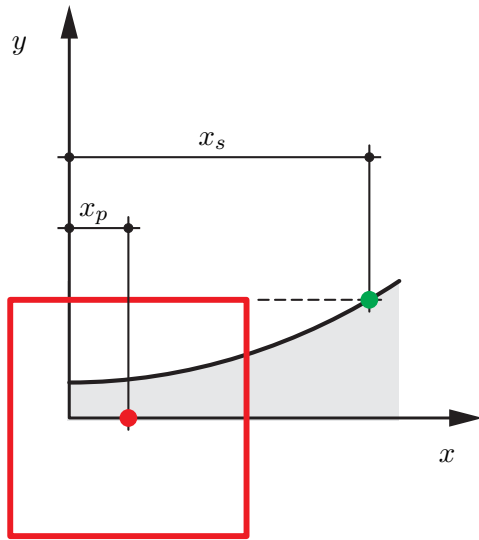
$$x_p + \frac{1}{2}a - x_s \begin{cases} \leq 0 \text{ und } x_p - \frac{a}{2} \begin{cases} \leq 0 & \text{Fall 1 : } x_1 = 0, x_2 = x_p + a/2 \\ > 0 & \text{Fall 2 : } x_1 = x_p - a/2, x_2 = x_p + a/2 \end{cases} \\ > 0 \text{ und } x_p - \frac{a}{2} \begin{cases} \leq 0 & \text{Fall 3 : } x_1 = 0, x_2 = x_s \\ > 0 & \text{Fall 4 : } x_1 = x_p - a/2, x_2 = x_s \end{cases} \end{cases} \quad (3.7)$$

mit der x -Koordinate des Schnittpunktes des Kreises mit einer Geraden durch die obere Kante des Pixels von

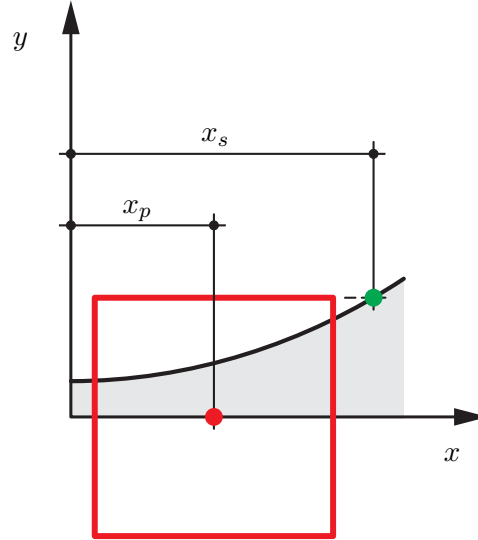
$$x_s = \sqrt{ra + rfa - r^2f^2 - 2r^2f - a^2/4}. \quad (3.8)$$

Für den 2. Grenzfall mit $y_p = a/2$ ist entsprechend vorzugehen.

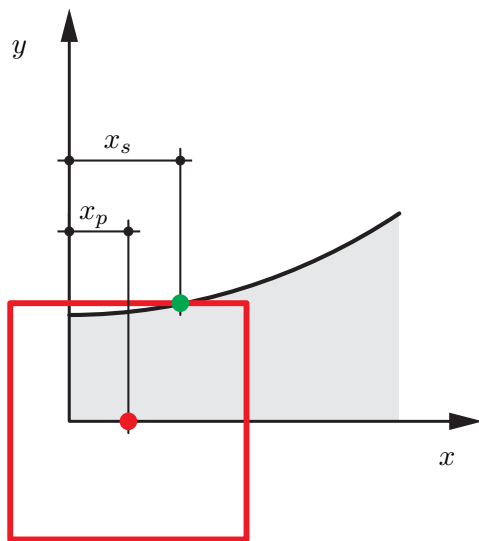
Bis hierher handelt es sich um eine Näherungslösung mit stark vereinfachenden Annahmen für einige wenige, einfach zu behandelnde Spezialfälle. Die gezeigten Berechnungen berücksichtigen bisher nur zwei Einflussfaktoren, das Verhältnis d/a und einen möglichen Abstand zwischen den Kreisen bzw. Filamenten von fd . Trotzdem ist eine geschlossene Lösung so aufwändig, dass es sinnvoller erschien, die Lösung mit numerischen Methoden zu ermitteln. Im nachfolgenden Abschnitt wird der Versuch beschrieben, die Fragestellung aus Abschnitt 3.2 durch eine vollständig numerische Lösung zu beantworten, um die Anzahl und Qualität der berücksichtigten Einflüsse zu erhöhen.



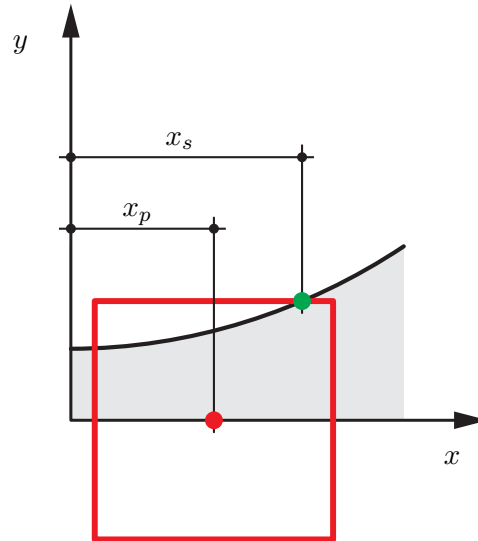
(a) $x_p + a/2 - x_s \leq 0$ und $x_p - \frac{1}{2}a \leq 0$



(b) $x_p + a/2 - x_s \leq 0$ und $x_p - \frac{1}{2}a > 0$



(c) $x_p + a/2 - x_s > 0$ und $x_p - \frac{1}{2}a \leq 0$



(d) $x_p + a/2 - x_s > 0$ und $x_p - \frac{1}{2}a > 0$

Bild 3.18: Vier mögliche Situationen für die Lage von x_p und x_s bei der Ermittlung der Lösung

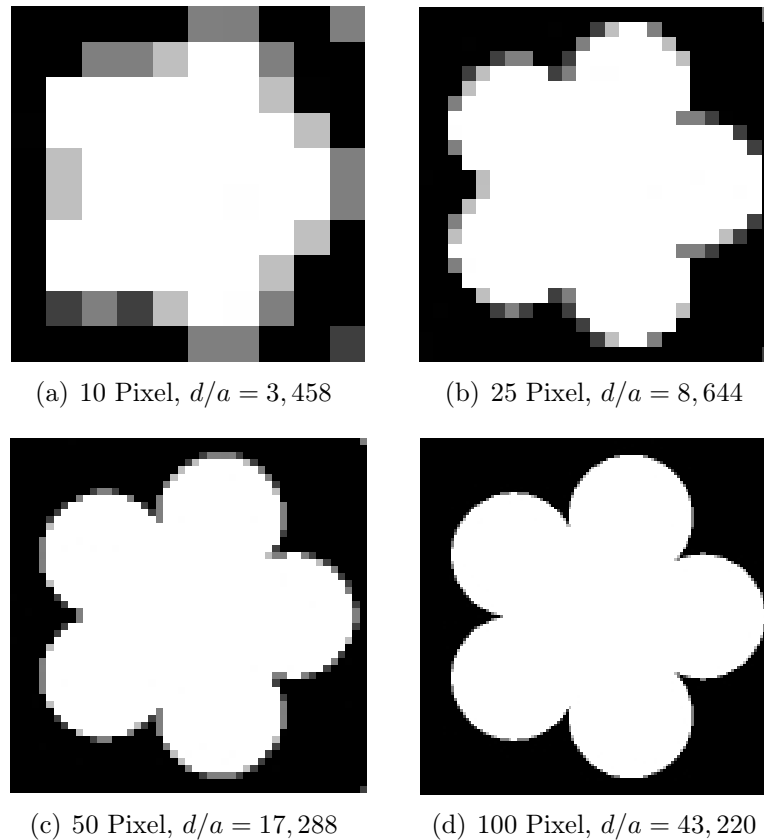


Bild 3.19: Beispiele für künstlich erzeugte Pixelbilder mit verschiedenen d/a und bekannter Länge der Umfanglinie, wie sie für die Simulation verwendet wurden

3.2.2.4 Untersuchung durch Simulation

Eine vollständige numerische Beschreibung des Problems soll helfen, die verschiedenen Einflüsse auf die Qualität des Ergebnisses möglichst umfassend zu beschreiben und zu erfassen. Dabei werden Dünnschliffaufnahmen wie folgt simuliert:

Mit einem vektoriell arbeitenden Grafikprogramm werden Bilder mit Figuren aus Kreisen konstruiert, die folgende Eigenschaften aufweisen (Bild 3.19):

- Eine bestimmte Anzahl Kreise wird so angeordnet, dass ihre Mittelpunkte auf einem Kreis liegen.
- Die Kreise berühren sich jeweils genau in einem Punkt, dem Schnittpunkt zwischen der Umfanglinie und einer Geraden durch die beiden Mittelpunkte.
- Mittig ist ein Kreis angeordnet, dessen Umfanglinie durch alle Berührungspunkte läuft.
- Die Kreise haben die Farbe weiß, der Hintergrund die Farbe schwarz.
- Die Bilder werden als Graustufenbilder mit einer Farbtiefe von 8 Bit erzeugt.

- Die Anzahl der Pixel bzw. die Auflösung variiert von Bild zu Bild, d. h. es werden Pixelbilder mit unterschiedlichen Abbildungsmaßstäben d/a erzeugt.

Anschließend werden die Pixelbilder mit dem elektronischen Bildauswertesystem analysiert, dabei wird der Schwellwert für alle Fälle einheitlich auf 50 % festgelegt. Erzeugt und analysiert wurden Bilder mit $n = 3, 30, 300$ Kreisen sowie Verhältnisse $d/a \approx 2 \dots 600$ und die Ergebnisse auf den bekannten Umfang bezogen.

Bei der Gegenüberstellung der Ergebnisse ist zu beachten, dass die einzelnen Figuren in der Anzahl der Kreise variieren. Die Länge der Grenzlinie eines Kreises l_{k1} einer solchen Figur beträgt

$$l_{k1} = \pi d \left(1 + \frac{1}{n} \right), \quad (3.9)$$

dementsprechend beträgt die Gesamtlänge des Umfanges

$$l_k = \pi n d \left(1 + \frac{1}{n} \right). \quad (3.10)$$

Da bei der Variation der Anzahl der Kreise jeweils auch die Größe der Kreissegmente an der Umfangslinie verändert wird, ist auch der durch den Zwickel beeinflusste Anteil des Kreissegmentes nicht konstant. Unter der Annahme, dass die Messung außerhalb der Zwickel vertrauenswürdig ist, werden die Ergebnisse auf einen Segmentwinkel von 180° bezogen. Das entspricht der Anordnung der Kreise entlang einer Geraden. Der Korrekturfaktor k für die Länge des Kreisbogens entsprechend einem Segmentwinkel von 180° gegenüber der vorhandenen rechnerischen Länge U_r beträgt

$$k = \frac{\pi}{\pi + 2\pi/n} = \frac{1}{1 + 2/n}. \quad (3.11)$$

Der korrigierte bzw. bezogene Verhältniswert von gemessenem und wirklichem Umfang f_k ergibt sich aus dem gemessenen Umfang U_m und dem rechnerischen Umfang U_r zu

$$f_k = \frac{U_m - (1 - k)U_r}{kU_r} = \frac{U_m - \left(1 - \frac{1}{1+2/n}\right)U_r}{\frac{1}{1+2/n}U_r}. \quad (3.12)$$

Gemessener und errechneter Umfang werden also jeweils um die rechnerische Länge des Bogensegmentes über 180° vermindert.

3.2.2.5 Ergebnisse

PURNELL ET AL. haben für ihre Untersuchungen ein Kamerasystem mit einer physikalischen Auflösung von 512×512 Pixeln verwendet. Die erzeugten Bilder erfassen einen Objektraum von $1011 \mu\text{m}$ in horizontaler Richtung und $689 \mu\text{m}$ in vertikaler Richtung. Unter Annahme eines Filamentdurchmessers der untersuchten Fasern von $15 \mu\text{m}$

3 Experimentelle Methoden

ergeben sich daraus Verhältnisse von Filamentdurchmesser zu Pixeldurchmesser von $a/d = 15 \cdot 1011/512 = 7,50$ in horizontaler Richtung und $a/d = 15 \cdot 689/512 = 11,14$ in vertikaler Richtung.

Bei eigenen Untersuchungen wurde ein Kamerasystem mit einer physikalischen Auflösung von 1280×1024 Pixeln verwendet. In horizontaler Richtung wird ein Objektraum von $850 \mu\text{m}$ erfasst. Für einen Filamentdurchmesser von $15 \mu\text{m}$ ergibt sich somit ein Verhältnis von Filamentdurchmesser zu Pixelabmessung von $a/d = 15 \cdot 850/1280 = 22,59$.

Für kleine d/a stellt das nach Abschnitt 3.2.2.3 ermittelte x_p eine gute Näherung für den in den Pixelbildern nicht mehr messbaren Teil der Grenzlinie dar. F soll das Verhältnis von der gemessenen Länge zur theoretischen Länge der Grenzlinie sein. Die theoretische Länge des Umfanges eines halben Kreises beträgt πr , die gemessene Länge wird als $\pi r - 2x_p$ ermittelt, der Fehler F beträgt also

$$F = \frac{\pi r - 2x_p}{\pi r} \quad (3.13)$$

und ist in den Bildern 3.20 bis 3.21 in Abhängigkeit vom Verhältnis d/a (Filamentdurchmesser zu Pixeldurchmesser) dargestellt. In den Bildern sind jeweils zwei schwarze, durchgehende Linien eingetragen. Die obere entspricht der analytischen Näherung für den Fall, dass der Pixelschwerpunkt auf der x -Achse liegt, die untere entspricht dem Fall, dass der Pixelschwerpunkt bei $y = a/2$ liegt. Die analytische Lösung für $f = 0$ ist in einer helleren Farbe in den Bildern 3.20 bis 3.23 ebenfalls eingetragen, um die Unterschiede für den Fall $f > 0$ herauszuarbeiten.

Für die Ergebnisse aus den Simulationen mit den künstlich erzeugten Bildern wird der Fehler als das Verhältnis von gemessenem Umfang U_m zu rechnerischem Umfang U_r definiert, also

$$F = \frac{U_m}{U_r} = f_k \text{ nach Gl. (3.12)} \quad (3.14)$$

und ist in Form der Datenpunkte in den Bildern 3.20 bis 3.21 eingetragen. Die oben genannten Werte d/a aus den Untersuchungen von PURNELL ET AL. und den eigenen Untersuchungen sind zur Orientierung ebenfalls eingetragen.

Die gute Übereinstimmung für $d/a \gg 1$ bestätigt die ausreichende Genauigkeit des gewählten Ansatzes. Den Diagrammen kann entnommen werden, dass durch die Messung in beiden Praxisbeispielen theoretisch nur etwa 70...75% des tatsächlichen Umfanges gemessen werden können.

In den Bildern 3.21 bis 3.23 erreichen die analytischen Lösungen $F = 1$ jeweils bei $a/d = 1/f$ bzw. $a/d = 2/f$. Diese Werte ergeben sich aus der Tatsache, dass hier erstmals Gl. (3.1) erfüllt ist, während der Schwerpunkt des Pixels bei $x = 0$ liegt. Für größere d/a kann sich dann nichts mehr ändern, da ja F bereits den größten möglichen Wert angenommen hat.

In weiteren Simulationsreihen wurde an der Ausgangsfigur der Fall nachgestellt, dass die Hydratationsprodukte nur bis zu einer gewissen Tiefe in die Zwickel zwischen zwei Filamenten bzw. Kreisen eindringen können. Es zeigte sich aber, dass diese Reihen aufgrund

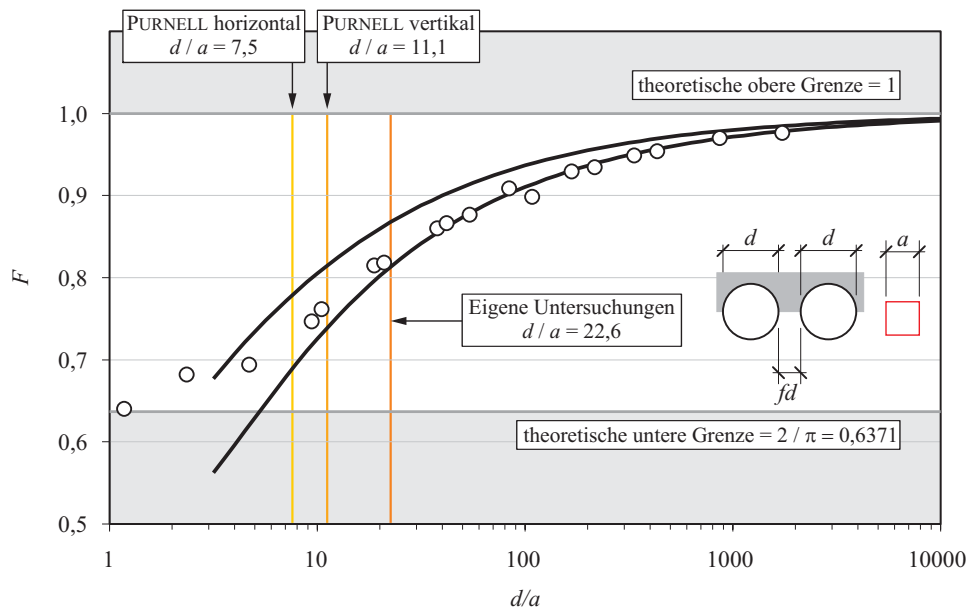


Bild 3.20: Ergebnisse der analytischen Lösung und der Simulationen für beliebige d/a und $f = 0$

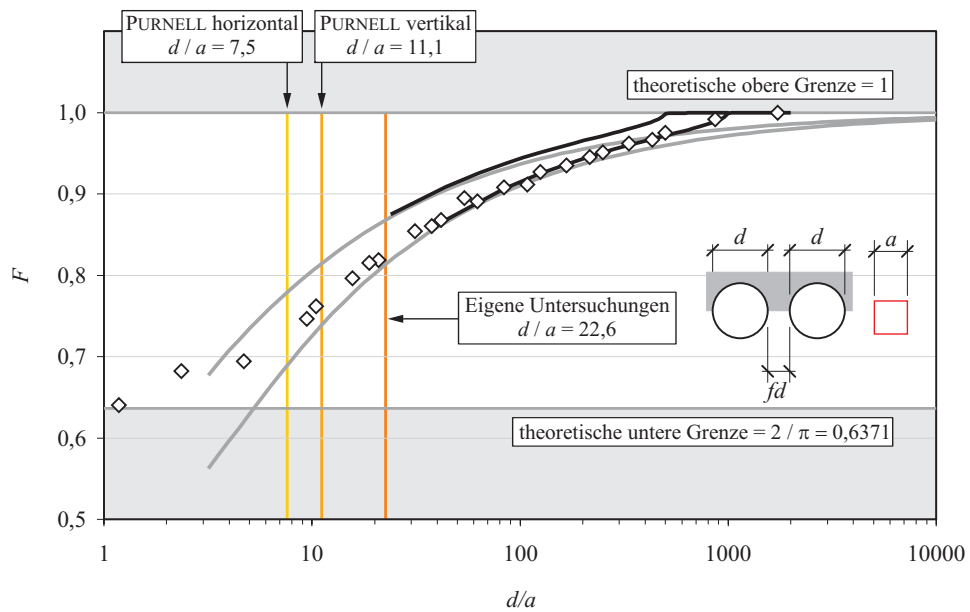


Bild 3.21: Ergebnisse der analytischen Lösung und der Simulationen für beliebige d/a und $f = 0,001$

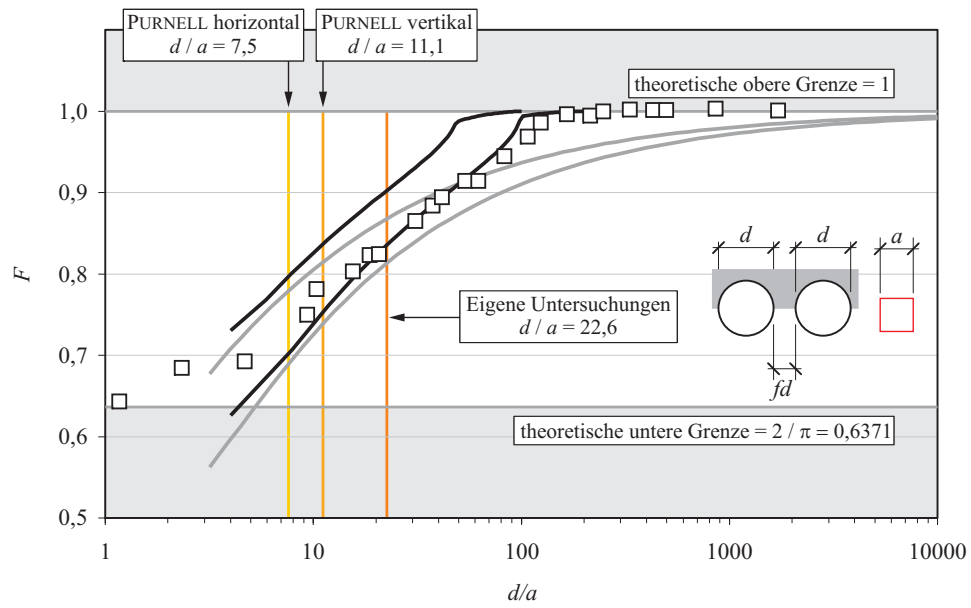


Bild 3.22: Ergebnisse der analytischen Lösung und der Simulationen für beliebige d/a und $f = 0,01$

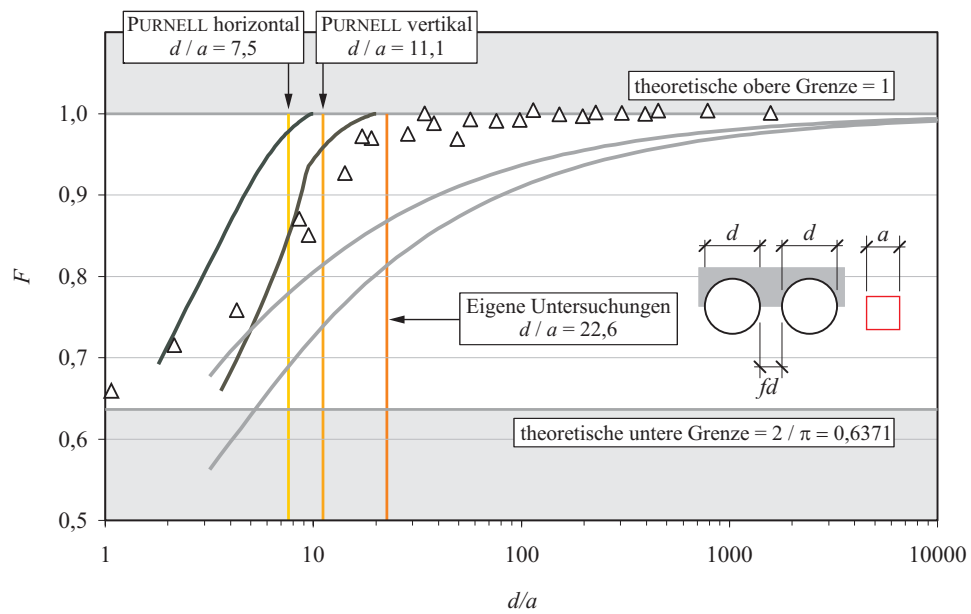


Bild 3.23: Ergebnisse der analytischen Lösung und der Simulationen für beliebige d/a und $f = 0,1$

der Genauigkeit der zur Verfügung stehenden Zeichenprogramme für den interessierenden Bereich ($d/a = 1 \dots 100$) nur teilweise durchgeführt werden konnten.

Die gezeigte Maßstababhängigkeit beeinflusst neben dem gemessenen Umfang auch die Querschnittsfläche. Wie Bild 3.13 zeigt, wird der zu untersuchende Querschnitt mit sinkender Auflösung in der Messung eine scheinbar größere Fläche einnehmen. In den Simulationen zeigte sich, dass dieser Zuwachs stets deutlich unter 1 % liegt und deshalb als vernachlässigbar angesehen werden kann.

3.2.2.6 Bewertung und Schlussfolgerungen

Den Diagrammen der Bilder 3.20 bis 3.23 können zunächst die folgenden Schlussfolgerungen entnommen werden:

1. Für $f = 0$ zeigen die Untersuchungen auch bei aus praktischer Sicht sehr hohen Auflösungen einen nicht mehr vernachlässigbaren Fehler.
2. Bei praktisch realisierbaren Auflösungen und $f = 0$ ergibt sich eine Abweichung, die nicht mehr akzeptabel ist. Es ist davon auszugehen, dass für diesen theoretischen Fall sowohl bei PURNELL ET AL. als auch bei den eigenen Untersuchungen die Messergebnisse nur 70 bis 80 % der wirklichen Länge widerspiegeln. Zudem kann für $f = 0$ festgestellt werden, dass auch die Werte von PURNELL ET AL. und den eigenen Untersuchungen nicht direkt verglichen werden können.
3. Wird der Umstand berücksichtigt, dass in der Praxis die Filamente sich nicht in allen Fällen berühren, sondern unterschiedlich große Zwischenräume vorhanden sein können, und dass weiterhin die Zwickel für $f = 0$ offensichtlich nicht vollständig gefüllt sein können, so zeigt sich, dass ein akzeptabler Fehler auch mit heute üblichen Bildauflösungen erreicht werden kann.
4. Speziell für die eigenen Untersuchungen kann festgestellt werden, dass etwa ab $f = 0,1$ der auftretende Fehler vernachlässigt werden kann. Das heißt, Strukturen, die größer als Zehntel des Filamentdurchmessers sind, werden bei der Bestimmung von Umfang und Querschnittsfläche zuverlässig erfasst.

Die Simulationen zeigen weiterhin, dass für verschiedene f der Fehler etwa für $d/a = 2/f \dots 3/f$ vernachlässigbar wird. Daraus lässt sich für ein gegebenes d/a ableiten, dass für

$$f > \frac{2 \dots 3}{d/a} \quad (3.15)$$

ausreichend zuverlässige Ergebnisse erreicht werden können²³. Für die eigenen Untersuchungen ergibt sich damit der schon oben genannte Wert von etwa $f = 0,1$. Der

²³Damit ist das empirisch gefundene Ergebnis weitgehend dem NYQUIST-SHANNONSchen Abtasttheorem (http://en.wikipedia.org/wiki/Nyquist-Shannon_sampling_theorem) äquivalent. Dieses sagt aus, dass für die korrekte Wiedergabe eines analogen Signales einer bestimmten Frequenz die Abtastung mindestens mit der doppelten Frequenz erfolgen muss – genauer mit der doppelten Bandbreite des gegebenen Signales.

Verfasser ist der Meinung, dass damit die Eignung der Methode für die Bestimmung der Abmessungen der Faserbündel und der Faser-Matrix-Grenzflächen unter den gegebenen gerätetechnischen Voraussetzungen nachgewiesen ist. Geringfügig kleinere Strukturen als $f = 0,1$ können zwar durchaus auftreten, nur ist eine erhebliche Verfälschung der Messergebnisse nicht zu erwarten.

Für die Untersuchungen von PURNELL ET AL. ergibt sich für die maßgebende horizontale Richtung ein Wert von $f = 2 \dots 3/7,5 = 0,267 \dots 0,4$. Das heißt, erst Strukturen, die eine Größe von mehr als, grob geschätzt, einem Drittel des Filamentdurchmessers besitzen, können zuverlässig erfasst werden. Kleinere Strukturen verändern zwar das Messergebnis, werden aber durch eine zu geringe Auflösung mit erheblichen Fehlern erfasst.

PURNELL ET AL. haben in [107] anhand von Umfangsmessungen an Proben mit verschiedenem Alter untersucht, ob sich das Interface an der Faser-Matrix-Grenzfläche mit dem Alter verändert. Aufgrund der Messergebnisse wird die Schlussfolgerung gezogen, dass die Alterung keinen signifikanten Einfluss auf den Faserumfang hat. Bei näherer Betrachtung der untersuchten Materialien²⁴ entstehen Zweifel, ob diese Aussage auf der Grundlage der durchgeführten Untersuchungen ableitbar ist. Auf den entsprechenden Bildern lässt sich zweifelsfrei erkennen, dass die zu messenden Strukturen deutlich kleiner waren als die oben genannte Grenze von etwa einem Drittel des Durchmessers der Filamente. Die oben dokumentierten Überlegungen weisen nach, dass sich Veränderungen unterhalb des genannten Grenzwertes zwar in der Messung niederschlagen, aber nur zu einem gewissen Teil. Die Ergebnisse von PURNELL zeigen altersabhängige Veränderungen der Messwerte, aus denen PURNELL schließt, sie können vernachlässigt werden. Aufgrund der vorliegenden Informationen ist der Verfasser vielmehr der Meinung, dass diese Untersuchungen für eine solche Schlussfolgerung nicht die geeignete Aussagekraft besitzen.

Die Maßstababhängigkeit des zweiten geometrischen Parameters – der durch die gefundene Umfangslinie eingeschlossenen Querschnittsfläche – kann für praktische Anwendungen für $d/a \gg 1$ vernachlässigt werden. Welche Effekte bei $d/a = 1$ auftreten können, wird in Abschnitt 3.2.5 erläutert.

3.2.3 Einfluss der optischen Abbildungsbedingungen

Die Aussagekraft einer Aufnahme ist von zahlreichen optischen Parametern abhängig. Scharfe Bilder sind eine notwendige Voraussetzung, die bei der Abbildung eines ebenen Originals noch relativ einfach zu erfüllen ist und kaum Variationen ermöglicht. Bei der Abbildung einer räumlichen Situation hängt die Größe des scharf abgebildeten Bereiches von der Brennweite und der Blende des Objektivs ab. Je weiter die Blende geschlossen ist, desto größer ist die Ausdehnung des Raumes, innerhalb dessen die Objekte scharf

²⁴Unter <http://www.eng.warwick.ac.uk/staff/pp/research.htm> waren zum Entstehungszeitpunkt der vorliegenden Arbeit zahlreiche Aufnahmen verfügbar.

abgebildet werden. Bei der Beprobung von Dünnschliffen mit dem optischen Mikroskop spielt dieser Effekt der Schärfentiefe²⁵ eine wichtige Rolle.

Im vorliegenden Fall sollen Abbildungen von Glasfasern im Beton erzeugt werden. Glasfasern sind an sich transparent. Die Sichtbarkeit der Körperkante nimmt mit der Dicke eines transparenten Körpers zu. Die Umrisse einer dünnen, vollständig transparenten Folie sind bekanntlich schlechter auszumachen als die einer ebenso transparenten, aber deutlich dickeren Glasscheibe. Die Variation der Schärfentiefe bei der Abbildung von Dünnschliffen erzeugt einen vergleichbaren Effekt, da praktisch die Dicke des (scharf abgebildeten) Körpers verändert wird.

Bei der Begrenzung der Schärfentiefe auf einen ausreichend kleinen Abschnitt zeigt die Abbildung nahezu keine Körperkanten der Filamente, es sind nur farbliche Unterschiede zwischen Filament, Injektionsharz und Matrix erkennbar (siehe Bild 3.24(a) mit Blende 1). Mit steigender Schärfentiefe zeichnen sich die Filamentränder immer deutlicher ab (siehe Bild 3.24(c) mit Blende 1). Bei dem hier angewandten Verfahren wird mit Aufnahmen geringer Tiefenschärfe demnach die Grenzlinie der Matrix detektiert (siehe Bild 3.24(b)), während bei einer hohen Schärfentiefe die gefundene Grenzlinie dem Verlauf der Filamentränder auch abseits der äußeren Filamente folgt (siehe Bild 3.24(d)). Eine kleine Schärfentiefe entspricht also am ehesten der gesuchten Grenzfläche.

Zur Verifizierung wurde der Umfang an mehreren Fasern bestimmt. Dabei wurden sowohl der Schwellwert als auch die Schärfentiefe der Aufnahme variiert. Bild 3.25 zeigt beispielhafte Ergebnisse eines Dünnschliffes mit einem Filamentgarn NEG-ARG155-01. Bild 3.26 zeigt die Abhängigkeit des gemessenen Umfanges für mehrere Fasern im Vergleich. Die Blende wurde dabei von der maximal geöffneten Position (Blende 1 – geringe Schärfentiefe) über mehrere Stufen bis zu maximal geschlossenen Einstellung (Blende 5 – große Schärfentiefe) variiert.

Es zeigt sich zunächst, dass die gemessenen Umfänge mit geschlossener Blende bzw. steigender Schärfentiefe zunehmen. Darüber hinaus beweist das die Abhängigkeit des Messergebnisses von den optischen Bedingungen während der Aufnahme. Die Unterschiede der gemessenen Umfänge zwischen den Blenden 1 und 5 sind so groß, dass sie nicht vernachlässigt werden können.

Weiterhin ist zu beobachten, dass bei kleinen Schärfentiefen (Blende 1) eine ausgeprägte Plateaubildung stattfindet. Eine große Schärfentiefe (Blende 5) führt dagegen zu einem ausgeprägten Minimum des Umfanges für einen bestimmten Schwellwert. Aus Nutzersicht heißt das, dass eine geringe Schärfentiefe (Blende 1) sehr robust ist und unempfindliche Ergebnisse liefert, während die Bestimmung des Umfanges an Aufnahmen mit

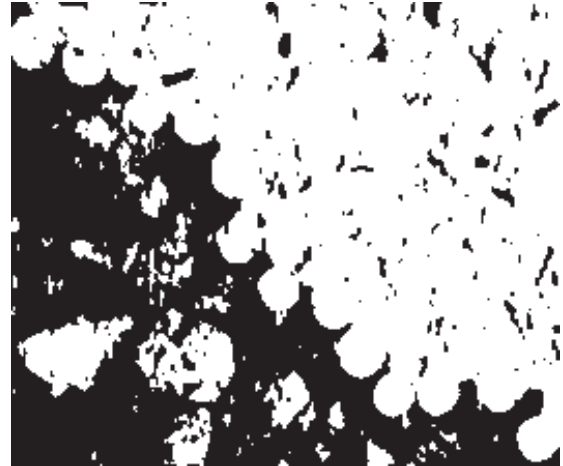
²⁵Nach <http://www.foto-net.de/net/objektive/licht.html> kann die Schärfentiefe nach folgender Formel berechnet werden:

$$k_f = \frac{u}{1,2\lambda(m+1)} \quad (3.16)$$

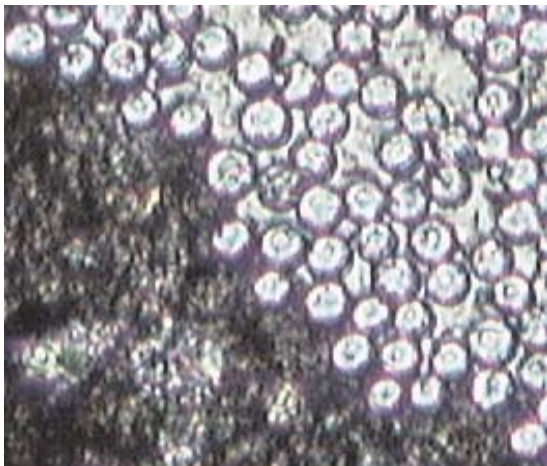
mit der förderlichen Blende k_f , dem Unschärfekreis u (in der Kleinbildfotographie werden gemeinhin 0,03 mm akzeptiert), der Wellenlänge λ und dem Abbildungsmaßstab m . Eine quantitative Beschreibung ist für die hier beschriebenen Untersuchungen nicht möglich, da die notwendigen Kenndaten Blende k und Abbildungsmaßstab m für das verwendete Mikroskop nicht bekannt sind. Daneben ist dem Verfasser ein Maß für den akzeptablen Schärfekreis nicht bekannt.



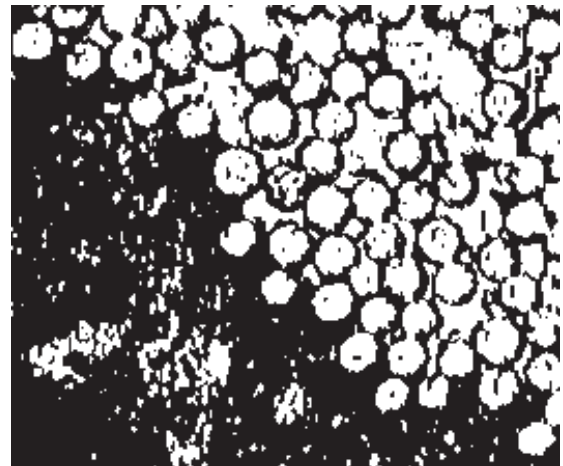
(a) kleine Schärfentiefe (Blende 1)



(b) Binärbild für $\min U$ aus Teilbild (a)



(c) große Schärfentiefe (Blende 5)



(d) Binärbild für $\min U$ aus Teilbild (c)

Bild 3.24: Artefakte an der Umfangslinie und deren Filterung sowie Filterung nach Abschnitt 3.2.5 am Beispiel

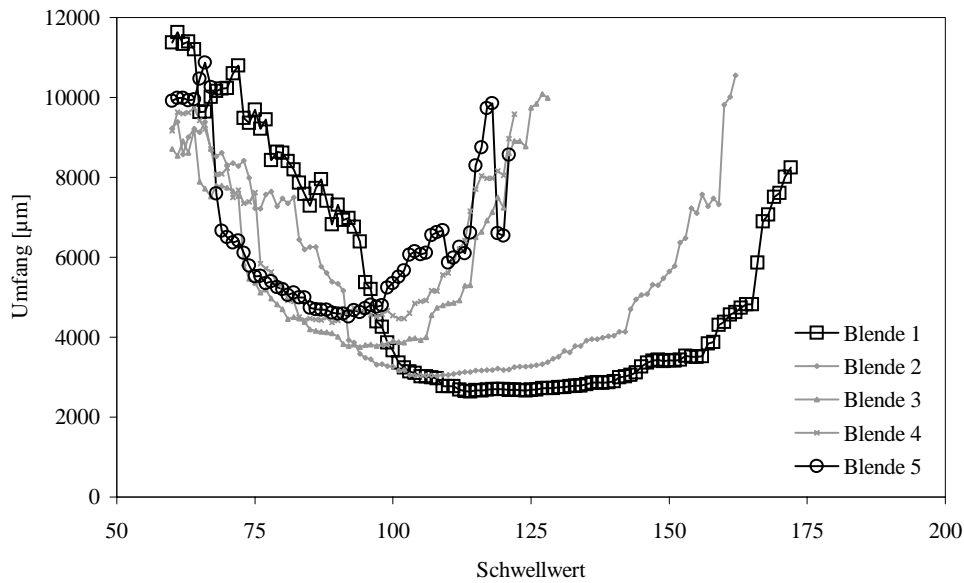


Bild 3.25: Einfluss der Schärfentiefe auf die Bestimmung des Faserumfanges am Beispiel einer Faser NEG-ARG155-01 (Blende 1: geringen Schärfentiefe, Blende 5: große Schärfentiefe)

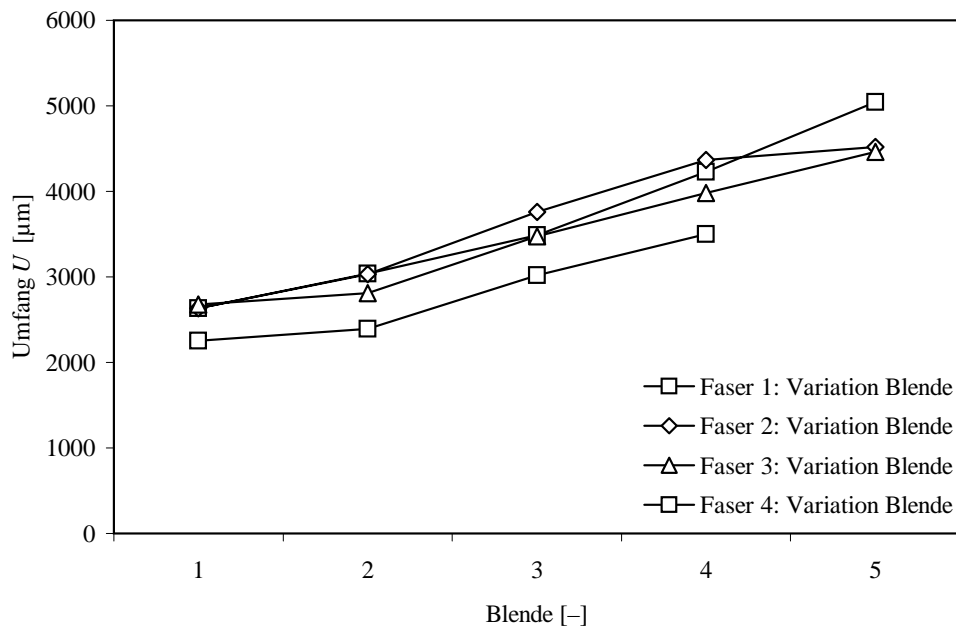


Bild 3.26: Einfluss der Schärfentiefe auf den gemessenen minimalen Faserumfang (Blende 1: geringen Schärfentiefe, Blende 5: große Schärfentiefe)

hoher Schärfentiefe (Blende 5) sehr sensibel auf die Änderung des Schwellwertes reagiert. Solange der Schwellwert manuell – also subjektiv – gewählt wird, sind Aufnahmen mit einer geringen Schärfentiefe unbedingt vorzuziehen.

Daneben kann auch angemerkt werden, dass sich das Minimum des Umfanges bei einer hohen Schärfentiefe (Blende 5) hin zu kleineren Schwellwerten bewegt. Daraus lassen sich nach Ansicht des Verfassers keine unmittelbaren Schlussfolgerungen ableiten. Diese Verschiebung hängt einfach mit der gleichzeitig geänderten Verteilung der Helligkeiten für die einzelnen abgebildeten Objekte zusammen.

3.2.4 Wahl des Schwellwertes

Die Wahl eines geeigneten Schwellwertes ist wesentlich, um die richtigen Messwerte zu erhalten. Bei einem zu kleinen Schwellwert werden zu viele dunkle Bildanteile erfasst. Das heißt, es werden Teile der umgebenden Matrix in die ausgewählte Region aufgenommen. Da die Matrix optisch eine zufällige Anordnung von helleren und dunkleren Teilchen ist, wächst der detektierte Umfang bei einem zu kleinen Schwellwert stark an. Bei einem zu großen Schwellwert verzweigt sich die gefundene Grenzlinie in das Innere der Faser. Dadurch verlängert sich die gefundene Länge des Umfanges ebenfalls.

PURNELL ET AL. schlagen in diesem Zusammenhang vor, als objektives Kriterium für die Wahl des Schwellwertes das Minimum des Umfanges einzusetzen. Begründet wird diese Empfehlung damit, dass der Schwellwert, der zur kleinsten Länge des zu messenden Umfanges führt, auch immer nahe an dem Schwellwert lag, der subjektiv durch den Bearbeiter gewählt wurde. Folglich wäre der Vorschlag eine Möglichkeit für die Einführung eines objektiven Kriteriums für die Wahl des Grenzwertes.

Die Untersuchungen im Abschnitt 3.2.3 haben bereits gezeigt, dass in allen Fällen für einen bestimmten Schwellwert ein minimaler Umfang gemessen werden kann. In eigenen Untersuchungen konnte zunächst bestätigt werden, dass dieser Zusammenhang in allen Fällen existierte.

Darüber hinaus zeigen die Untersuchungen in Abschnitt 3.2.3 einen Einfluss der Schärfentiefe auf die Abhängigkeit der Messung vom Schwellwert. Bei geringen Schärfentiefen gibt es eine ausgeprägte Plateaubildung, siehe Bild 3.25. Dagegen verändert sich das Bild hin zu einem ausgeprägten, scharf begrenzten Minimum bei einer großen Schärfentiefe. In Abschnitt 3.2.3 wurde bereits geschlussfolgert, dass bei geringen Schärfentiefen in einem relativ großen Wertebereich des Schwellwertes nur eine geringe Beeinflussung des Ergebnisses erfolgt. Bei hohen Schärfentiefen wird das Minimum meist nur bei einem ganz bestimmten Wert des Schwellwertes getroffen, geringfügige Abweichungen davon führen zu erheblich veränderten Ergebnissen.

Dieser Zusammenhang wird auch bei Betrachtung der Aufnahmen mit dem bloßen Auge verständlich. Bei einer geringen Schärfentiefe zeichnet sich die Matrix als dunkle Fläche ab, die Filamente des Filamentgarnes und das Imprägnierharz als nahezu homogen helle Fläche. Die Grenzlinie bildet einen eindeutig detektierbaren Hell-Dunkel-Übergang. Mit der Dicke des Schliffes erhöht sich dieser Kontrast noch. Deshalb wurde auch gegen-

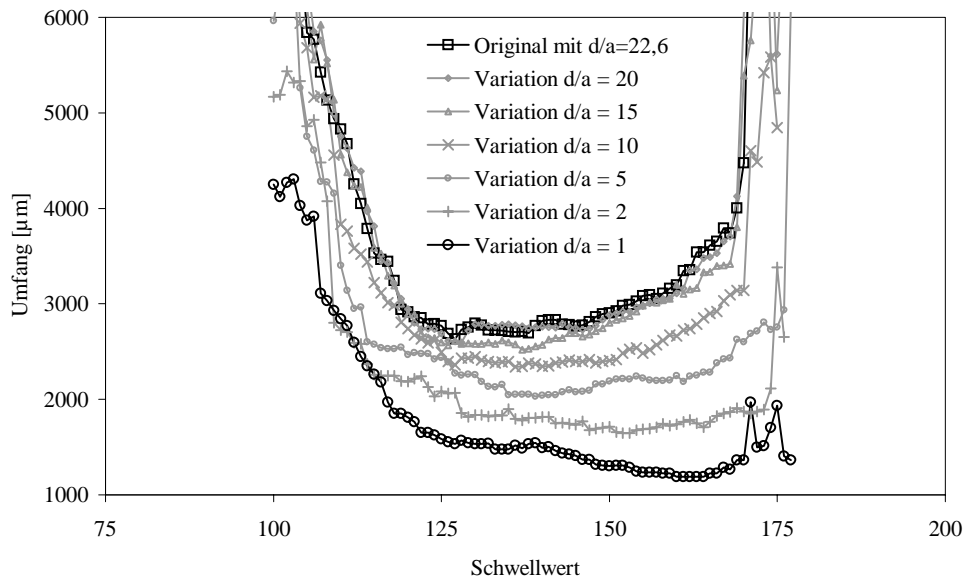


Bild 3.27: Einfluss des Abbildungsmaßstabes auf die Bestimmung des Faserumfanges am Beispiel einer Faser NEG-ARG155-01

über der klassischen Dünnschlifftechnik, wo Objektstärken von $25\text{ }\mu\text{m}$ üblich sind, eine Mindestdicke von 50 bis $70\text{ }\mu\text{m}$ als geeignet befunden.

Bisher unberücksichtigt ist der Einfluss des Abbildungsmaßstabes auf das von PURNELL vorgeschlagene Kriterium für den Schwellwert. Zunächst mag es plausibel erscheinen, dass mit einer Veränderung des Abbildungsmaßstabes derselbe Schwellwert erhalten bleibt, da sich die Abbildungseigenschaften von Matrix und Fasern nicht ändern. Erwartet wird allein eine Änderung des Umfanges aufgrund des in den Abschnitten 3.2.2.2 bis 3.2.2.6 aufgezeigten Maßstabeffektes.

Zur Verifizierung wurden wieder lichtmikroskopische Aufnahmen von Filamentgarnen verwendet, die mit einem Bildbearbeitungsprogramm in verschiedene Maßstäbe transformiert wurden, um den Bereich vom Originalbild mit $d/a = 22,6$ bis hin zu $d/a = 1$ abzudecken. Bild 3.27 zeigt das Ergebnis der entsprechenden Untersuchungen am Beispiel einer Faser. Wie erwartet sinkt der gemessene Umfang mit der Bildauflösung aufgrund des Maßstabeffektes. Zusätzlich ist zu beobachten, dass sich das Kurvenminimum bei einer Verringerung der Auflösung hin zu höheren Schwellwerten verschiebt, was der Erwartungshaltung widerspricht. In Bild 3.28 ist die Abhängigkeit des (minimalen) Faserumfanges vom Abbildungsmaßstab dargestellt, in Bild 3.29 die Abhängigkeit des zugehörigen Schwellwertes vom Abbildungsmaßstab.

Bei einer detaillierten Betrachtung der entsprechenden Bilder konnte folgender Zusammenhang als ursächlich festgestellt werden: Bei einem Maßstab von $d/a = 22,6$ werden vereinzelte Filamente, die nicht unmittelbar das Bündel bilden, sowie einzelne Zuschlagkörner durch einen dunklen Matrixabschnitt vom hellen (Haupt-)Bündel optisch zuverlässig getrennt. Bei einer geringen Bildauflösung werden diese dünnen Matrixbänder durch entsprechend wenige Pixel repräsentiert. Im Regelfall bilden solche Pixel helle Bildteile (einzelne Filamente, Zuschlagkörner, Ausbuchtungen am Rand des Bündels) und dunkle Bildteile (Zementmatrix) gleichermaßen ab und erhalten so einen entspre-

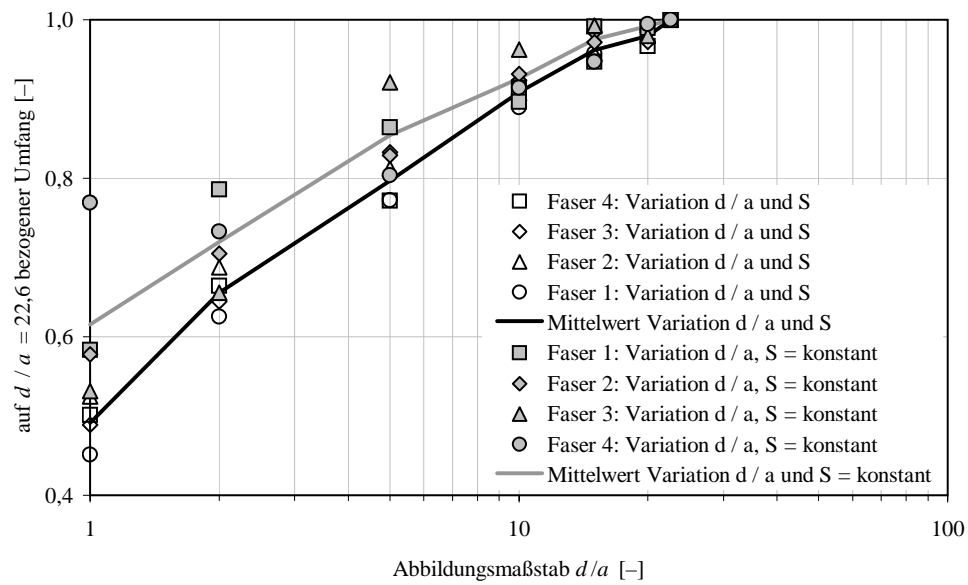


Bild 3.28: Einfluss des Abbildungsmaßstabes auf die Bestimmung des Faserumfanges

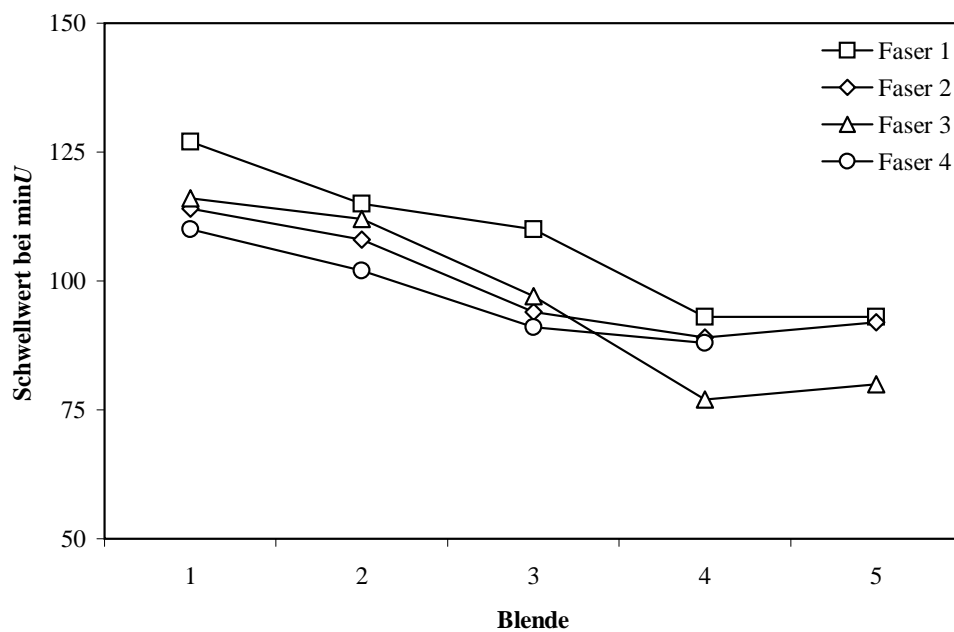


Bild 3.29: Einfluss des Abbildungsmaßstabes auf den zum $\min U$ gehörigen Schwellwert

chend zwischen hellen und dunklen Bildteilen liegenden Farbwert zugewiesen. Der gleiche Schwellwert, der bei einer hohen Bildauflösung solche Bildelemente zuverlässig trennt, kann dies bei einer geringen Bildauflösung nicht mehr. Dadurch ändert sich auch der Schwellwert, bei dem sich ein Minimum für den Umfang einstellt.

Diese Ergebnisse sind nach Meinung des Verfassers starke Indizien für die grundsätzliche Maßstababhängigkeit des zum kleinsten Umfang gehörenden Schwellwertes. Weiterhin ist fraglich, ob unabhängig vom Abbildungsmaßstab das Minimum des Umfanges als objektives Kriterium für die Wahl des Schwellwertes gelten kann.

3.2.5 Filterfunktion für Alterungseinflüsse

In Abschnitt 3.2.2.6 wurde der Grenzwert für d/a für ein gegebenes f aufgezeigt, der erforderlich ist, um eine sichere Bestimmung der Umfangslinie zu ermöglichen. Maßgebend ist die kleinste Struktur, die noch zuverlässig aufgelöst werden soll. In den durchgeführten Untersuchungen stehen die durch Fasertyp und Verarbeitung (Betontechnologie und textile Flächenbildungsverfahren) verursachten Variationen der Geometrie im Zentrum des Interesses. Im Gegensatz zu den Untersuchungen von PURNELL ET AL. sind die Mischungszusammensetzung und das Alter der Proben hier kein zu untersuchender Einflussparameter – alle Versuche werden mit derselben Betonrezeptur und bei jeweils gleichem Lagerungsregime durchgeführt.

Die erwarteten geometrischen Variationen werden sich praktisch ausschließlich auf die makroskopische Geometrie auswirken, nicht auf die mikroskopische. Bildlich gesprochen heißt das, dass die globale Form und vor allem die Packungsdichte verändert werden und von Interesse sind. Ohne Interesse für die Untersuchungen sind dagegen Variationen, die auf mikroskopischem Niveau zu Änderungen der Eindringtiefe der Hydratationsprodukte zwischen den Filamenten führen. Dazu zählen:

- **Das Probenalter**

Da nicht in allen Fällen gewährleistet werden konnte, dass die Dünnschliffe in einem näherungsweise gleichen Alter der Proben hergestellt wurden, ist die Filterung der durch Alterungseffekte verursachten mikroskopischen Geometrieänderungen wünschenswert.

- **Zusammensetzung der Schlichte**

Die Schlichte auf den Fasern kann das Hydratationsverhalten beeinflussen. Auch für diesen Einflussfaktor wäre eine Abfilterung wünschenswert.

- **Einfluss auf das Hydratationsverhalten**

Die Fasern entziehen durch ihre hydropischen Eigenschaften dem Beton während der Herstellung Wasser und geben es während der Erhärtung kontinuierlich wieder ab – so die Vorstellung. Durch die textile Verarbeitung werden Geometrie und Packungsdichte der Fasern und folglich das Wasseraufnahme- und

-abgabevermögen verändert. Diese Beeinflussung der Erhärtung kann zu unterschiedlicher Ausprägung der Fill-In-Zone²⁶ führen.

Die Simulationen haben gezeigt, dass für $d/a \leq 1$ die Ergebnisse praktisch unabhängig von f dem unteren Grenzwert nach Abschnitt 3.2.2.2 entsprechen. Die geeignete Wahl des Abbildungsmaßstabes, so dass sich ein Verhältnis $d/a \leq 1$ einstellt, scheint also eine Möglichkeit, die gewünschten Untersuchungen durchzuführen und unerwünschte Effekte aus Alterung und unterschiedlicher Erhärtungskinetik verschiedener Faserchargen und -sorten abzufiltern.

Als alternative Methode zum Filtern unerwünschter Variationen kleiner Strukturen sollen spezielle Funktionen der Bildverarbeitungssoftware untersucht werden. Durch die ggf. mehrfache Erweiterung und anschließende Erosion wird die Fläche einer Region nahezu erhalten. Löcher und konkave Ausbuchtungen werden abgeflacht. In dem Programm KS300 steht die Funktion `binclose` zur Verfügung, die genau das leistet.

Zunächst soll die Wirkung an einem der Simulationsbilder geprüft werden. Dazu wurde die Figur mit 300 Kreisen und $f = 0$ als Pixelbild mit einem Maßstab von $d/a = 22,6$ entsprechend der Auflösung des Lichtmikroskops erzeugt. In Bild 3.30 ist auf der x -Achse die Anzahl der Erweiterungen bzw. Erosionen aufgetragen und auf der y -Achse der auf die theoretische Länge bezogene, gemessene Umfang. Bei $x = 0$ ist die für $d/a = 22,6$ schon bekannte Abweichung aus Bild 3.20 zwischen theoretischer Länge und gemessener Länge ablesbar. Beginnend mit $x = 1$ verringert sich die gemessene Länge und strebt gegen den bekannten unteren Grenzwert $2/\pi = 0,637$. Auch bei $f > 0$ wird bei ausreichender Anwendung der Funktion `binclose` der untere Grenzwert erreicht.

Bild 3.31 zeigt die gleichen Ergebnisse, aber bezogen auf den unteren Grenzwert $2/\pi = 0,637$ nach Abschnitt 3.2.2.2. Alle Kurven erreichen etwa bei $x = 5$ eine Abweichung von unter 3 % zum unteren Grenzwert. Das heißt, die Anwendung der Funktion `binclose` auf ein Bild mit einem Abbildungsmaßstab von $d/a = 22,6$ liefert ebenso wie eine direkte Messung an einem Bild mit $d/a = 1$ näherungsweise den unteren Grenzwert als Ergebnis. An der Simulation stellt das gezeigte Vorgehen also eine geeignete Filtermöglichkeit für Einflüsse aus der Hydratation dar.

Zur Überprüfung des Verfahrens am Verbundwerkstoff werden verschiedene Aufnahmen an Dünnschliffen verwendet. Zunächst wurden aus Originalbildern mit einem Abbildungsmaßstab von $d/a = 22,6$ weitere Bilder mit verschiedenen Maßstäben bis hin zu $d/a = 1$ erzeugt. An diesen wurde der Umfang entsprechend Abschnitt 3.2.2.6 bestimmt. Weiterhin wurde die Messung am Originalbild durchgeführt, nachdem vorher die Funktion `binclose` mit variierender Anzahl Wiederholungen auf das Bild angewandt wurde. Die Resultate dieser beiden Versuchsreihen sind in Bild 3.32 dargestellt. Interessant ist, für welche Anzahl Wiederholungen von `binclose` bei $d/a = 22,6$ die gleichen Ergebnisse wie für $d/a = 1$ erreicht werden. Eine ausreichend gute Übereinstimmung lässt sich in etwa ab fünf Wiederholungen feststellen.

²⁶Die Fill-In-Zone wird von SCHORN ET AL. [108] als der Bereich definiert, in dem Hydratationsprodukte in das Filamentgarn eindringen und (vereinzelte) abliegende Filamente isoliert in der Matrix zu finden sind.

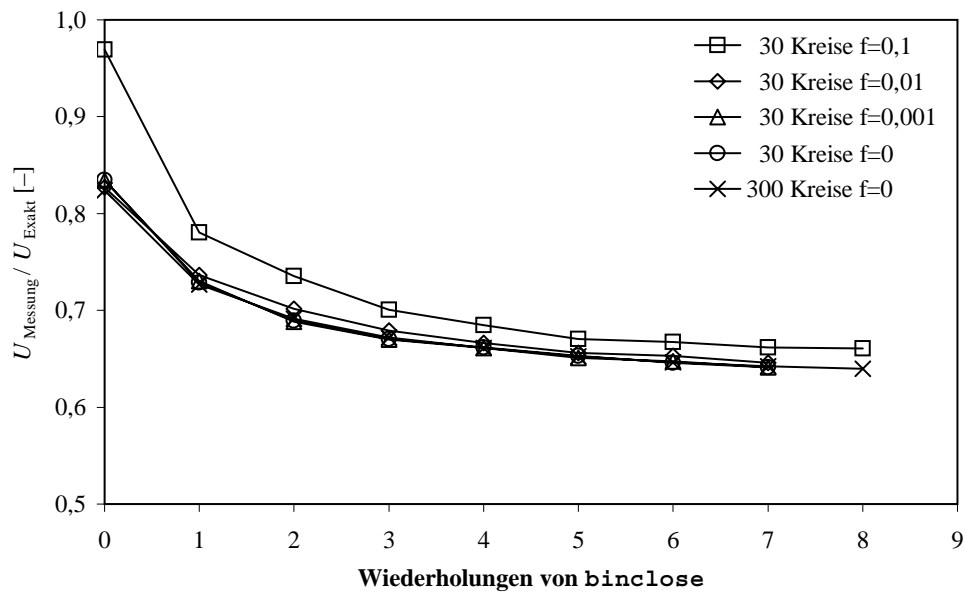


Bild 3.30: Einfluss der Bildbearbeitungsfunktion `binclose` auf den gemessenen Umfang für $d/a = 22,6$ und $f = 0$

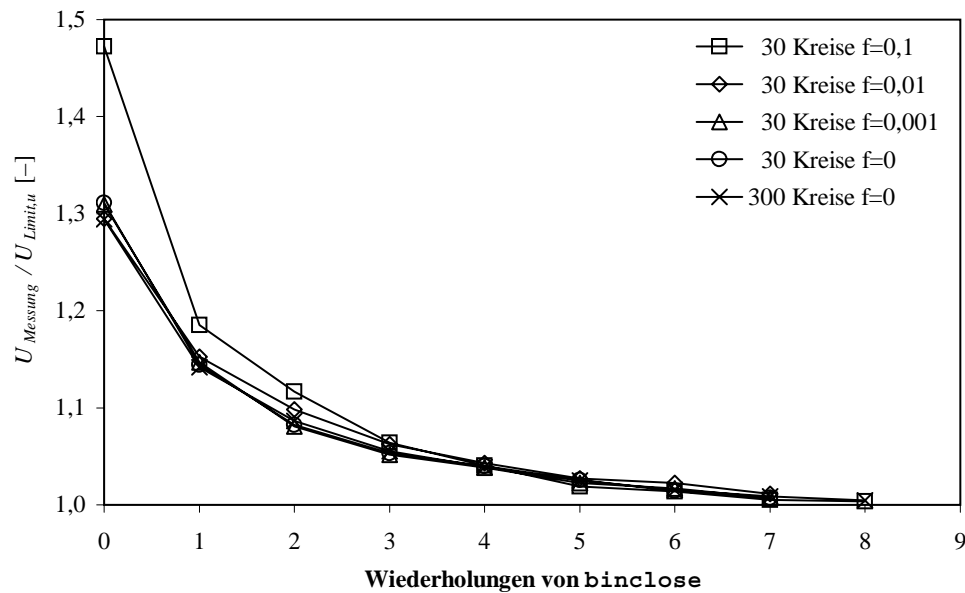


Bild 3.31: Einfluss der Bildbearbeitungsfunktion `binclose` auf den gemessenen Umfang für $d/a = 22,6$ und $f = 0$

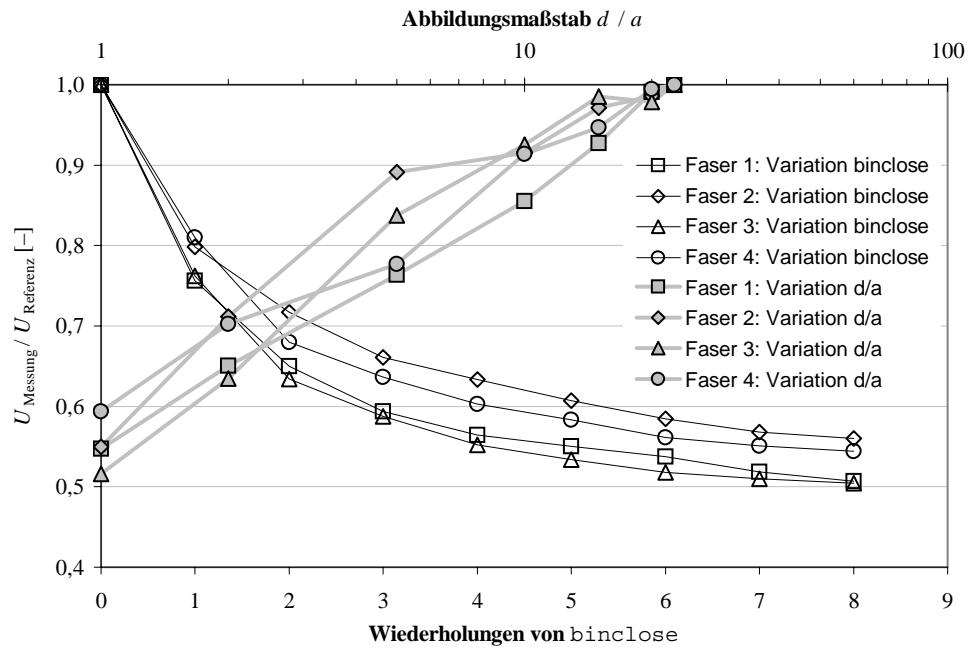


Bild 3.32: Einfluss der Variation des Abbildungsmaßstabes $d/a = 1 \dots 22,6$ und der Bildbearbeitungsfunktion `binclose` bei $d/a = 22,6$ auf den gemessenen Umfang verschiedener Fasern

Noch nicht eingegangen wurde bisher auf eine mögliche Maßstababhängigkeit der Querschnittsfläche bzw. es wurde von vernachlässigbaren Änderungen ausgegangen. Durch die Veränderung des Schwellwertes wird der Verlauf der gefundenen Grenzlinie am Faser-Matrix-Interface um einige Pixel variieren. Bei kompakten Geometrien wie in Abschnitt 3.2.2.4 und hohen Abbildungsmaßstäben von $d/a \gg 1$ wirkt sich das auf die gemessene Querschnittsfläche praktisch nicht aus. An dieser Stelle ist jedoch auf den in der Praxis oft anzutreffenden Fall sehr schmalbandiger Faserbündel hinzuweisen. Die Filamentgarne besitzen oft die Geometrie eines nur wenige Filamente breiten und dafür entsprechend langen Bandes. Bei kleinen Abbildungsmaßstäben wie beispielsweise $d/a = 1$ wird das Garn in der Breite dann nur durch wenige Pixel abgebildet; weniger als fünf Pixel wären regelmäßig möglich. In solchen Fällen führt eine Variation des Schwellwertes unwillkürlich zu einer Änderung der selektierten Breite des Bandes, die sich im Vergleich zu kompakten Querschnittsformen relativ stark auf die Querschnittsfläche auswirken kann. Bei höheren Auflösungen wie $d/a = 22,6$ würde dieser Effekt nur einen entsprechend kleinen Bruchteil der Randfilamente betreffen und die Messung nicht nennenswert beeinflussen.

Die Verwendung einer hohen Bildauflösung hat entscheidende Vorteile bei der Erfassung besonders schmaler bandförmiger Geometrien, die vor allem bei Endlofasern ohne textile Verarbeitung und mit geringen Feinheiten oft anzutreffen sind. Das heißt, nach Möglichkeit ist eine geeignete Filterung an Aufnahmen hoher Auflösung ($d/a \gg 1$) der Verwendung von Bildern niedriger Auflösungen $d/a = 1$ vorzuziehen.

Wie schon erwähnt, haben KAKEMI, HANNANT & MULHERON eine Vorgehensweise gewählt, die einen ähnlichen Effekt wie der zuvor beschriebene Filter hat, nur mit wesentlich ausgeprägteren subjektiven Eigenschaften. In [105] wird beschrieben, wie die genannten Autoren den Umfang von Filamentfasern aus Glas bestimmen. REM-Bilder

werden von Hand mit einem Stift auf Transparentpapier übertragen und anschließend wird dieser Linienzug zur Bestimmung von Umfang und Querschnittsfläche benutzt. In den Versuchskörpern befanden sich Rovings mit 104 Filamenten, also relativ kleine Rovings. Es wird angenommen, dass die Auflösung so gewählt wurde, dass der Roving mit einer Aufnahme vollständig abgebildet werden konnte. Auch ohne Kenntnis der im Detail verwendeten Auflösung des Bildes kann abgeschätzt werden, dass der Abbildungsmaßstab d/a etwa im Bereich $\gg 1 \dots < 30$ gelegen hat. Bei der Übertragung der Umfangslinie der Faser ist anzunehmen, dass kleinere Strukturen, wie in die Zwickel zwischen den Filamenten bis zu einem gewissen Grad eingedrungene Hydratationsprodukte, durch den Bearbeiter nicht berücksichtigt wurden. Dies stellt eine Art Filter dar. Da das Ergebnis vom jeweiligen Bearbeiter offensichtlich stark abhängig ist, kann dieser Effekt auch als subjektiver Filter bezeichnet werden.

3.2.6 Filterung von Bildstörungen

Die zementöse Matrix bildet kein homogenes Gefüge. Sie ist vielmehr eine stark poröse Mischung aus verschiedenen Hydratationsprodukten. Durch die Anwendung der Schwellwertfunktion auf die Dünnschliffbilder kann daher auch ein sehr unregelmäßiger Rand gefunden werden. Durch kleine, auf wenige Mikrometer begrenzte Helligkeitsunterschiede kommt es zu einer regelrechten Zergliederung der gefundenen Umfangslinie, siehe Bild 3.33(b). Diese kleinen, oft nadelförmigen Ausbuchtungen haben einen nicht vernachlässigbaren Einfluss auf das Messergebnis. Es scheint daher erstrebenswert, diese Unregelmäßigkeiten (Artefakte) bei der Ermittlung der Umfangslinie zu vermeiden.

Die gesuchte Umfangslinie verläuft entlang der Filamente als Kurve und folgt den Filamentoberflächen. Die konkaven Ausbuchtungen in den Zwickeln zwischen den Filamenten sind ein spezifisches Merkmal. Unerwünscht sind die konvexen Ausbuchtungen aufgrund des oben beschriebenen Zusammenhanges. Eine Manipulation der zunächst durch die Schwellwertfunktion gefundenen Umfangslinie muss also die konkaven Ausbuchtungen erhalten und darf nur die kleineren konvexen Ausbuchtungen eliminieren.

Diese Funktionalität wird durch die aufeinanderfolgende Anwendung der Prozesse `dilate` und `erode` erreicht. Die verwendete Bildauswertesoftware bietet die Funktion `binclose` an, die die beiden genannten Prozesse in der gewünschten Reihenfolge anwendet. Die Anwendung auf die synthetischen Bilder aus Abschnitt 3.2.2.4 bestätigte, dass die geometrischen Eigenschaften eines Bildes ohne die kleinen konvexen Ausbuchtungen nicht verändert werden. Bei einem synthetischen Bild aus 300 Kreisen mit $d/a = 22,6$ lag die Veränderung des Umfanges bei ein- bzw. zweifacher Anwendung von `binclose` bei 0,65 bzw. 1,33 % und kann als vernachlässigbar angesehen werden.

Bild 3.34 zeigt den Einfluss der Filterung am Beispiel eines Dünnschliffes einer Faser NEG-ARG155-01. Zunächst ist zu erkennen, dass bei Anwendung von `binopen` die Werte für den Umfang sinken. Gleichzeitig ist die Plateaubildung deutlich ausgeprägter als beim ungefilterten Originalbild. Bild 3.33(c) zeigt, dass die kleinen konvexen Ausbuchtungen an der Umfangslinie eliminiert wurden. Bei einer anschließenden Anwendung der Funktion `binclose` können nur noch marginale Unterschiede in den Ergebnissen festgestellt werden, siehe auch Bild 3.33(d). Die Unterschiede in Bild 3.34 beziehen sich

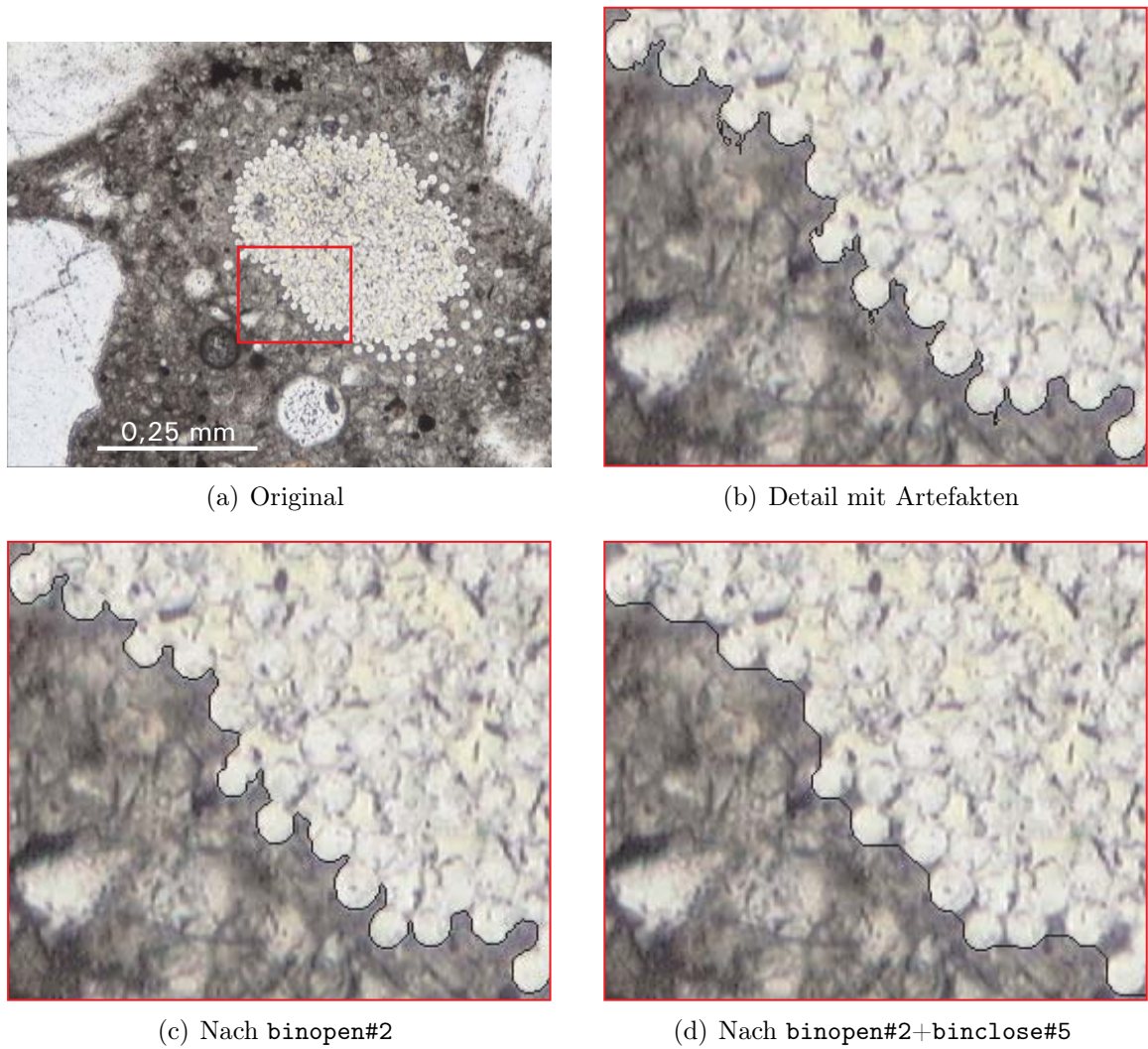


Bild 3.33: Artefakte an der Umfangsline und deren Filterung sowie Filterung nach Abschnitt 3.2.5 am Beispiel

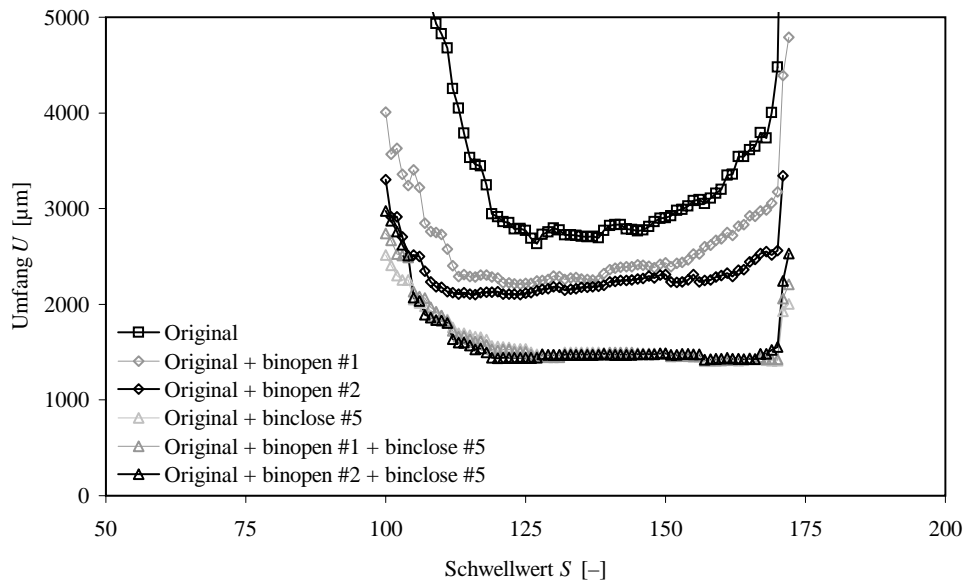


Bild 3.34: Einfluss der Filterung mit `binopen` auf den gemessenen Umfang am Beispiel einer Faser NEG-ARG155-01

hauptsächlich auf den Randbereich der Kurven, wo eine nochmals deutlichere Plateaubildung festzustellen ist. Die Beeinflussung der Absolutwerte durch eine vorangegangene Behandlung der Aufnahmen mit `binopen` ist vernachlässigbar.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass durch Anwendung der Funktion `binopen` – subjektiv betrachtet – die richtige Grenzlinie gefunden werden kann. Auf die Filterung von Alterungseinflüssen nach Abschnitt 3.2.5 hat die Anwendung dieses Artefaktfilters jedoch vernachlässigbare Auswirkungen. Die zu beobachtende ausgeprägte Plateaubildung in Bild 3.34 kann positiv bewertet werden, zeigt sie doch, dass das Verfahren robuster wird und weniger sensibel auf die subjektive Wahl²⁷ des Nutzers reagiert. Das Messergebnis ist in einem großen Wertebereich des Schwellwertes praktisch identisch.

3.2.7 Empfehlungen für die Anwendung

Aus den Untersuchungen der Abschnitte 3.2.1 bis 3.2.5 können folgende Empfehlungen für die Anwendung des Verfahrens abgeleitet werden:

- Zur Erzielung kontrastreicher Bilder sollten die Dünnschliffe ausreichend dick sein. In eigenen Untersuchungen haben sich Dicken von etwa 75 μm als vorteilhaft erwiesen.

²⁷Da für jede untersuchte Fasersorte und jede technologische Variation jeweils mehrere Querschnitte zu analysieren sind, ist eine Variation des Schwellwertes zur Ermittlung des Minimums des Umfangs nicht praktikabel. Die Untersuchungen zeigen jedoch, dass unter den gezeigten Voraussetzungen die Festlegung des Schwellwertes durch eine subjektive Wahl des Nutzers akzeptabel ist und sich in weiten Bereichen nicht nachteilig auf die Qualität des Messwertes auswirkt. Im Gegenteil, durch die geringere Abhängigkeit von der subjektiven Nutzerfestlegung steigt die Aussagekraft der Ergebnisse.

- Der Maßstabeffekt ist bei der Wahl der Vergrößerung zu beachten. Die Ergebnisse der Messung werden zwischen der wahren Länge (oberer Grenzwert) und einem unteren Grenzwert liegen.
- Theoretisch kann die genaue Länge der Grenzlinie sich berührender Filamente mit vollständig gefüllten Zwickeln nur mit einer unendlich hohen Auflösung ermittelt werden. Praktisch sind die Zwickel zwischen den Filamenten jedoch nicht bis zum Berührungspunkt gefüllt bzw. die Filamente berühren sich nicht in allen Fällen. Deshalb sind heute verfügbare Auflösungen durchaus ausreichend. Es konnte nachgewiesen werden, dass mit dem hier verwendeten Abbildungsmaßstab von $d/a = 22,6$ der Verlauf der Grenzlinie mit ausreichender Genauigkeit erfassbar ist.
- Zur Detektierung der Grenzlinie der Matrix eignen sich besonders niedrige Schärfentiefen bzw. offene Blenden. Sie gewährleisten weiterhin eine weitgehende Unempfindlichkeit bei der Wahl des Schwellwertes.
- Unter bestimmten Bedingungen kann es sinnvoll sein, den unteren Grenzwert zu verwenden. Dieser kann durch geeignete Filter aus den hoch aufgelösten Bildern gewonnen werden. Die Reduzierung der Auflösung auf $d/a = 1$ als Möglichkeit der Filter kann noch nicht abschließend beurteilt werden. Die Auswirkungen der Maßstababhängigkeit des zum minimalen Umfang gehörigen Schwellwertes sind noch nicht belegt.
- Durch die in Abschnitt 3.2.6 gezeigte Filterung können die Robustheit des Verfahrens und die Qualität der Ergebnisse nochmals gesteigert werden.

Es ist auch denkbar, das Verfahren für opake Fasern zu verwenden. Dann ist die Dicke des Schliffes so zu wählen, dass sich Injektionsharz, Matrix und Faser in der Helligkeit möglichst gut unterscheiden. Die Schwellwertfunktion ist dann in mehreren Teilschritten anzuwenden. In einem ersten Schritt lassen sich bspw. die opaken (schwarzen) Fasern selektieren. In einem zweiten Schritt können durch einen anderen Schwellwert die Matrix und das transparente Injektionsharz unterschieden werden. Die selektierten Regionen lassen sich nun beliebig verknüpfen und für die Ermittlung der geometrischen Parameter verwenden.

Sinnvoll scheint die Anwendung des gezeigten Verfahrens überall dort, wo die Geometrie von Bündeln aus runden Fasern an optischen Abbildungen untersucht wird. So werden beispielsweise heute auch bei Aufnahmen im SEM bzw. ESEM digitale Bilddaten geliefert. BANHOLZER [64] verwendet solche Aufnahmen zur Ermittlung des Umfanges. Offensichtlich sind auch dort Werte von d/a im kritischen Bereich vorhanden, so dass sich die Anwendung des beschriebenen Verfahrens empfiehlt. Inwieweit in diesem Fall die Bemerkungen zur Vignetierung zu beachten sind, kann nicht beurteilt werden. Von der Schärfentiefe wird kein nennenswerter Einfluss erwartet.

3.2.8 Einige Bemerkungen zu Arbeiten Dritter

OHNO [96] wandte ebenfalls die elektronische Bildauswertung auf lichtmikroskopischen Aufnahmen an. In der Arbeit wird die Abhängigkeit der Ergebnisse vom Abbildungs-

maßstab zumindest erkannt. Die Wahl des Abbildungsmaßstabes erfolgt aber primär aus praktischen Erwägungen, namentlich dem Faktor Zeit für die durchzuführenden Untersuchungen. Die Wahl des Schwellwertes erfolgt rein subjektiv „nach der besten Unterscheidung von Matrix und Faser“. Die Probekörper wurden für einen besseren Kontrast zwischen Matrix und Faser mit einer Zementsuspension aus Weißzement hergestellt und die Oberflächen poliert. Für die Aufnahmen wurde ein optisches Auflichtmikroskop verwendet. Bei 400-facher Vergrößerung war der Zeitaufwand zu groß. Aus „praktischen Gründen“ wurde für die Untersuchungen letztlich eine 100- bis 150-fache Vergrößerung gewählt.

KAKEMI, HANNANT UND MULHERON [105] haben die Umrisse der Glasfaserrovings von Backscatter Bildern am Rasterelektronenmikroskop (REM) mit einem Stift auf Transparentpapier übertragen und dann mit einer Software zur Bildauswertung den Umfang bestimmt. Das würde dem unteren Grenzwert $d/a \leq 1$ äquivalente Ergebnisse vermuten lassen und entspricht im Prinzip der vorgeschlagenen nachträglichen Filterung an Bildern hoher Auflösung, nur dass als Filter die individuelle Stiftführung des Bearbeiters das Ergebnis subjektiv beeinflusst. Denn der Bearbeiter entscheidet, wie detailliert er den Querschnitt nachzeichnet.

Auf die Arbeiten von PURNELL [107] wurde im Laufe dieses Abschnittes schon mehrfach Bezug genommen. Die vorliegende Arbeit wurde ohne Zweifel durch die detaillierte Dokumentation von PURNELL initiiert. Wie schon weiter oben erläutert, ist das Verfahren aber noch unvollkommen, da weder der Maßstabeffekt noch andere Einflüsse, wie beispielsweise die Abbildungsbedingungen, berücksichtigt werden.

BRAMESHUBER & BANHOLZER haben in [106] ein Verfahren zur Ermittlung von Querschnittsfläche und Umfang von Filamentgarnen aus Glas im Beton vorgestellt. Sie verwenden dazu Probekörper mit einer erheblich größeren Dicke als die hier vorgestellten Dünnschliffe. Im Bild zeichnen sich die einzelnen Filamente mit teilweise sehr unterschiedlicher Helligkeit vor einer vollständig opaken (scharzen) Matrix ab. Die noch nicht mit Matrix gefüllten Zwischenräume im Inneren des Filamentgarnes können nicht erkannt werden.

Für die Ermittlung von Querschnitt und Umfang wird auch hier ein Bildauswertesystem verwendet. Als Kriterium für die Wahl des richtigen Schwellwertes wird die Übereinstimmung von gemessener und theoretisch vorhandener Querschnittsfläche genannt. Mit diesem Schwellwert wird dann der Umfang ermittelt. Die Maßstababhängigkeit wird von den Autoren erwähnt, aber nicht berücksichtigt.

Bild 3.35 zeigt zwei mikroskopische Aufnahmen eines Multifilamentgarnes an einem Dickschliff. Im Durchlicht (Bild 3.35(a)) ist zu erkennen, dass sich die Grenze zwischen Matrix und Garn nicht feststellen lässt. Die Filamente besitzen unterschiedliche Helligkeiten. Durch die Wahl eines einheitlichen Schwellwertes für alle Filamente eines Bildes kommt es zu den zwei Effekten:

- Helle Filamente überstrahlen und erscheinen größer als in Wahrheit, dunkle Filamente werden unter Umständen nur teilweise erfasst und erscheinen im Bild kleiner als in Wirklichkeit.

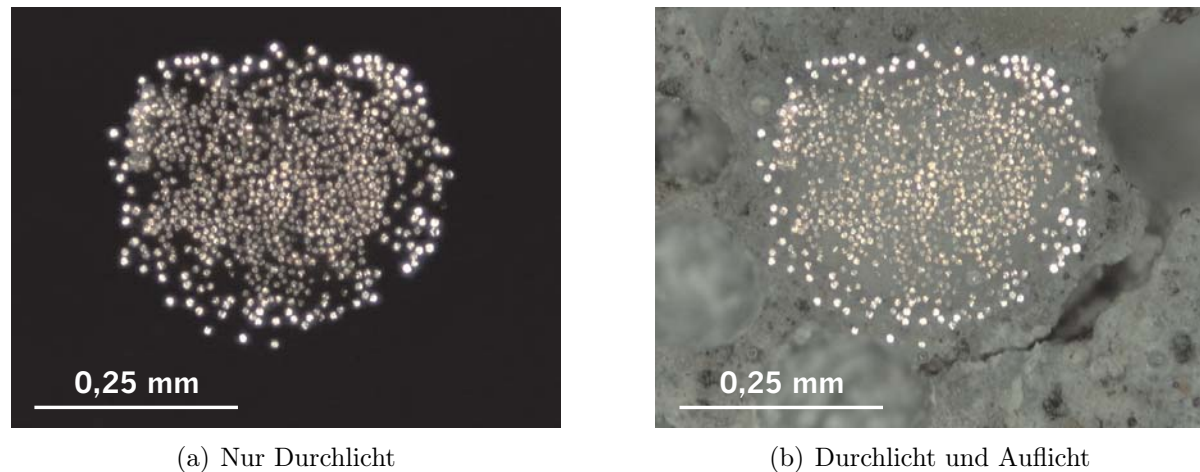


Bild 3.35: Dickschliffe am textilbewehrten Beton mit dem Garn NEG-ARG155-01

- Besonders helle, nah beieinander liegende Filamente neigen zu einer Art optischen Verklumpung. Mehrere Filamente können so zu einer größeren Fläche verschmelzen.

Diese Effekte sind noch deutlicher in den von BRAMESHUBER & BANHOLZER in [106] präsentierten Aufnahmen zu erkennen.

Die Ermittlung des Umfanges an dicken Schliffen liefert demnach grundsätzlich die Summe der Umfänge der Filamente und überschätzt die wirkliche Länge der Faser-Matrix-Grenzfläche. Durch die optische Verschmelzung mehrerer Filamente zu einer Region (Verklumpung) wird auch dieser Messwert mit Fehlern behaftet. Auch der Vergleich der gemessenen Querschnittsfläche mit der rechnerisch vorhandenen Querschnittsfläche führt unter diesen Bedingungen zu keiner aussagekräftigen Bewertung. Da durch die Verklumpung einerseits Bereiche zwischen den Filamenten als Faserfläche interpretiert werden und durch die teilweise Nichterfassung dunkler Filamente andererseits vorhandene Faserflächen nicht erfasst werden, ist eine Kontrolle nicht möglich. In der dokumentierten Form ist das Verfahren nicht für die Messung des Verbundumfanges geeignet.

BRAMESHUBER & BANHOLZER erwähnen, dass die Methode auch auf Bilder angewendet werden kann, die mit dem Rasterelektronenmikroskop erzeugt wurden. Nähere Erläuterungen hierzu wurden bisher nicht veröffentlicht. HEGGER verwendete nach [26] das gleiche Verfahren wie BRAMESHUBER & BANHOLZER, deshalb gelten die gemachten Bemerkungen ebenso.

3.3 Erfassung des Rissbildes

3.3.1 Klassische Methode

Bei Belastungsversuchen an bewehrten Betonbauteilen ist fast immer auch das Rissbild von Interesse. Zur Erfassung werden die Risse üblicherweise auf der vor der Belastung

gekalkten Oberfläche angezeichnet. Die Oberfläche wird gekalkt, damit sich die Risse kontrastreich abzeichnen. Die Rissbreiten liegen bei Stahlbeton im Bereich von etwa einem bis zu mehreren zehntel Millimetern. Risse unter einem halben zehntel Millimeter sind normalerweise mit dem bloßen Auge nicht mehr erkennbar und eine Untersuchung der relativ großen Bauteiloberflächen mit einer Risslupe im Regelfall unwirtschaftlich.

Aufgrund der hohen spezifischen Oberfläche der Bewehrung werden bei textilbewehrtem Beton teilweise drastisch kleinere Rissbreiten und Rissabstände erreicht, die diese traditionelle Methode als ungeeignet erscheinen lassen. Bei den durchgeführten Dehnkörperversuchen wurden Rissabstände von weniger als 3 mm bei zugehörigen Rissbreiten von weniger als 5/100 Millimetern kurz vor dem Bruch festgestellt. Während der Rissbildung oder kurz danach betragen die Rissbreiten oft nur ein Fünftel oder ein Zehntel dieses Wertes. Dies verdeutlicht die Schwierigkeiten, die Risse während der Entstehung zu detektieren und zu kennzeichnen. Nach der Entlastung schließen sich die Risse wieder so weit, dass sie mit bloßem Auge nicht mehr erkennbar sind.

3.3.2 Farbeindringverfahren

Das Farbeindringverfahren ermöglicht eine Detektierung der Risse nach der Entlastung der Probe. Der entscheidende Punkt ist die wasserdichte Versiegelung der Oberfläche. Nach der Rissbildung wird ein flüssiges Färbemittel aufgetragen, das in die Risse eindringt und auf der Oberfläche durch einfaches Abwischen wieder entfernt werden kann. So werden auch feinste Risse an der entlasteten Probe deutlich sichtbar. Folgende Vorgehensweise wurde erarbeitet:

- Vor dem Belastungsversuch wird die glatte Schalungsseite der Probekörper mit einer dünnen, aber möglichst wasserdichten und -unlöslichen Lackschicht versehen. Ein etwa mit 2 bis 3 Teilen Verdünnung gestreckter, handelsüblicher, farbloser Nitrolack hat sich als gut geeignet erwiesen. Er wird mit einem Baumwolllappen aufgetragen. Gegenüber anderen Lacken hat er den Vorteil, innerhalb weniger Minuten ausreichend zu trocknen. Es ist von Vorteil, die flächige Dichtheit der Beschichtung vor dem Belastungsversuch durch Benetzung mit Wasser zu überprüfen und gegebenenfalls nachzubessern.
- Es wird davon ausgegangen, dass diese imprägnierende Beschichtung die Festbeeigenschaften nicht maßgebend beeinflusst. In den Dehnkörperversuchen konnte gegenüber den unbeschichteten Versuchskörpern kein abweichendes Verhalten festgestellt werden. Die beschichteten Dehnkörper wurden bis zu einer Kraft belastet, von der anzunehmen war, dass die Rissbildung vollständig abgeschlossen ist und die Tragfähigkeit noch nicht erreicht wird.
- Nach der Entlastung wurde die Oberfläche mit einer pigmentierten Füllertinte getauchten Baumwolllappen bestrichen und die Oberfläche unmittelbar danach mit einem trockenen und saugfähigen Baumwolltuch nachgewischt. Die Tinte kann an den Rissen in die Probe eindringen, und wenn die auf der imprägnierten Oberfläche aufgetragene Tinte wieder entfernt wird, zeichnen sich die Risse ausreichend deutlich in der Farbe der Tinte ab.

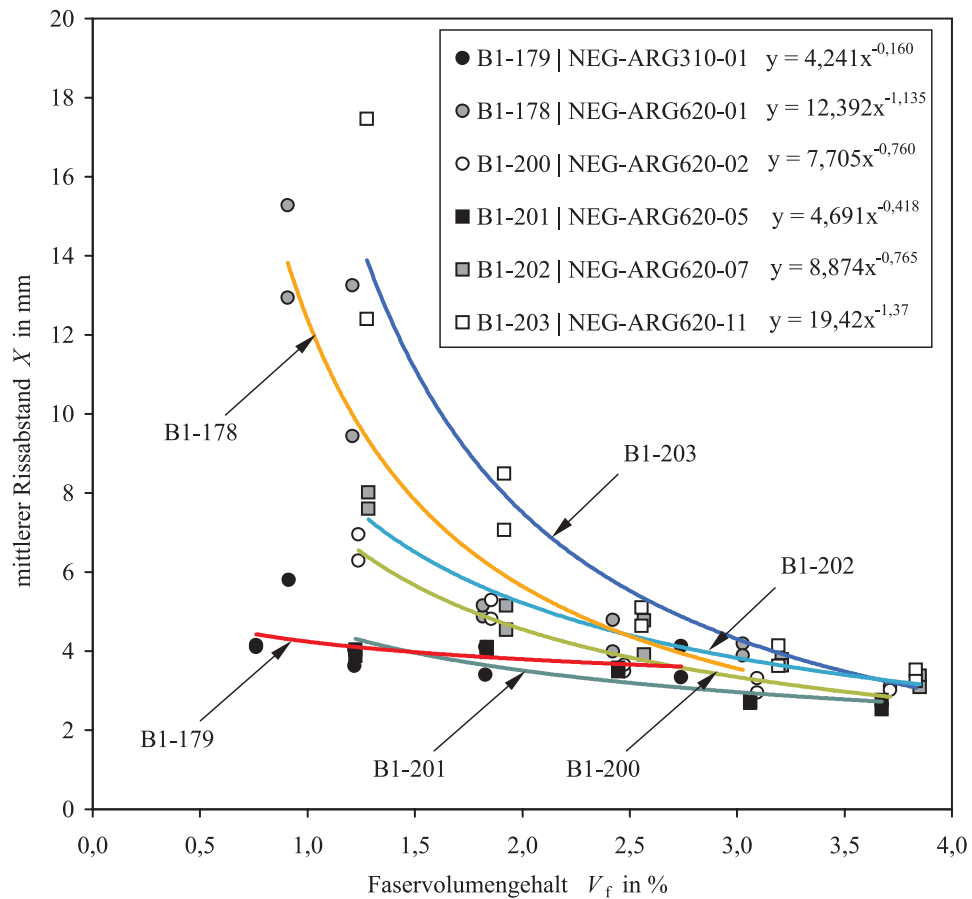


Bild 3.36: Mittlere Rissabstände an Dehnkörpern mit unterschiedlichen Bewehrungsfasern und variiertem Faservolumengehalt

- Anschließend wurde die Lage der Risse an drei Profilen etwa auf der Länge des für die Dehnungsmessungen verwendeten Messbereiches mit Hilfe eines Lineals mit Millimeterteilung mit einer Genauigkeit von etwa einem halben Millimeter aufgenommen. Die drei Profile wurden jeweils in den Viertelpunkten der Probenbreite aufgenommen. Aus den einzelnen Messwerten wird dann ein für die Probe repräsentativer Mittelwert für den Rissabstand ermittelt.

Bild 3.36 enthält die mittleren Rissabstände, die mit diesem Verfahren an einigen Dehnkörpern mit unidirektionaler Faserbewehrung ermittelt wurden. Das Diagramm zeigt deutliche Unterschiede im Rissbildungsverhalten bei niedrigen Faservolumengehalten. Für hohe Faservolumengehalte zwischen 3,5 und 4 Vol.-% stellt sich bei allen dargestellten Fasern der gleiche Rissabstand von 3 mm ein. Die in Bild 3.36 angegebenen Formeln beschreiben die eingezeichneten Trendlinien vom Typ exponential.

3.3.3 Digitale Nahfeldphotogrammetrie

Im Rahmen der Arbeiten des Sonderforschungsbereiches 528, Teilprojekt D3, wurden Verfahren der digitalen Nahfeldphotogrammetrie hinsichtlich ihrer Eignung von Verfor-

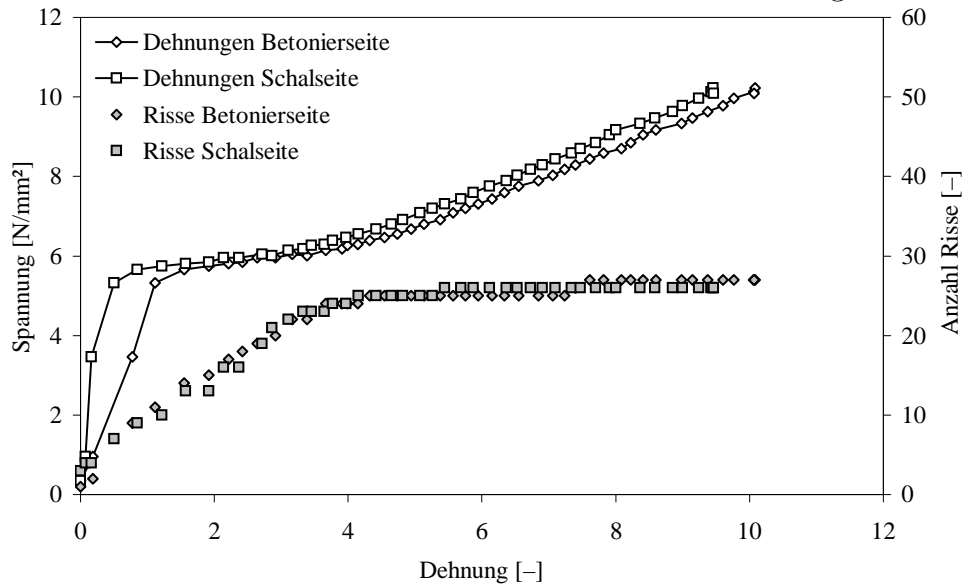


Bild 3.37: Ergebnisse der Begleitung eines Dehnkörperversuches mit der digitalen Nahfeld-fotogrammetrie am Beispiel eines Dehnkörpers mit einer Bewehrung aus endlosen AR-Glas Fasern

mungsmessungen am textilbewehrten Beton untersucht. Die Arbeiten selbst wurden von MAAS ET AL. [109] durchgeführt. Hier sei kurz das Prinzip erläutert:

Die Oberfläche einer Probe wird während der Belastung mehrfach mit einer digitalen Kamera aufgenommen. Durch den Vergleich zweier zu verschiedenen Zeitpunkten aufgenommenen Abbildungen können Verschiebungen quantitativ erfasst werden. Die erreichbare Auflösung ist zunächst vom Verhältnis des beobachteten Bildausschnittes zur physikalischen Auflösung der Kamera abhängig. Durch geeignete mathematische Verfahren können Strukturen mit einer Genauigkeit von $1/50$ bis $1/100$ der physikalischen Auflösung der verwendeten Kamera verfolgt und das Raster bei der Auswertung der Aufnahmen nahezu beliebig gewählt werden.

Die Risse im textilbewehrten Beton werden festgestellt, indem die Verschiebungen der Punkte entlang einer Linie betrachtet werden. In ungerissenen Bereichen nehmen die Verschiebungen entsprechend der Dehnung von Punkt zu Punkt kontinuierlich zu. Ein Riss zeichnet sich durch einen Sprung in dieser Linie ab. Nähert man die Verschiebungen der Punkte beiderseits eines Risses als Geraden an, so kann aus dem Abstand der Geraden die Rissbreite abgelesen werden.

4 Tragverhalten mit unidirektionalen Endlosfasern

4.1 Stand des Wissens

Mit unidirektionalen Fasern bewehrter Beton zeigt bei reiner Zugbeanspruchung ein stark nicht lineares Tragverhalten, das in einzelnen Phasen dem des Stahlbetons ähnelt. Es ist das typische Spannungs-Dehnungs-Verhalten eines Verbundwerkstoffes mit spröder Matrix und duktiler Bewehrung (Bild 3.8):

- Zu Beginn der Belastung ist der Beton noch ungerissen. Die Spannungs-Dehnungs-Linie verläuft näherungsweise linear. Der Anstieg entspricht etwa dem Elastizitätsmodul des Betons. Im Stahlbetonbau wird dieser Bereich als Zustand I bezeichnet.
- Mit dem Erreichen der Zugbruchdehnung erfolgt der Übergang in den Zustand IIa. Der erste Riss entsteht an der Stelle mit der geringsten Betonzugfestigkeit. Mit steigender Verformung bilden sich nach und nach bei nur geringer Zunahme der Kraft die Risse. Das Ende des Zustandes IIa ist erreicht, wenn sich keine weiteren Risse mehr bilden können. Es haben sich ungerissene Abschnitte gebildet, in denen die Zugbruchdehnung nicht mehr erreicht werden kann. Dieser Abschnitt der Spannungs-Dehnungs-Linie hat einen deutlich geringeren Anstieg und kann – vor allem bei geringen Bewehrungsgraden – eine nahezu horizontal verlaufende Linie bilden.
- Wenn sich keine weiteren Risse mehr bilden können, wird bei weiterer Belastung nur noch die Bewehrung gedehnt. Dieser Abschnitt der Spannungs-Dehnungs-Linie nach Abschluss der Rissbildung wird als Zustand IIb bezeichnet. Die Spannungs-Dehnungs-Linie des Verbundwerkstoffes verläuft parallel zu Spannungs-Dehnungs-Linie der nackten Bewehrung¹. Die Spannungs-Dehnungs-Linie des bewehrten Betons ist dabei horizontal nach links verschoben. Diese Dehnungsdifferenz zwischen Verbundwerkstoff und Bewehrung ist auf die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen (engl. tension stiffening) zurückzuführen.
- Bei Stahlbeton schließt sich ein Zustand III an, wenn der Bewehrungsstahl die Fließgrenze erreicht hat. Die in dieser Arbeit untersuchten Bewehrungsmaterialien besitzen kein Fließvermögen. Ein Zustand III konnte deshalb nicht beobachtet werden.
- Die Spannungs-Dehnungs-Linie endet mit dem Erreichen der Streckgrenze bzw. der Zugfestigkeit der Bewehrung. Im Rahmen dieser Arbeit wird die an diesem Punkt erreichte maximale Kraft gleich dem Bruch gesetzt.

¹Bei unidirektionaler Bewehrung aus Filamentgarnen und Textilbeton mit Bewehrung aus Filamentgarnen sind hier Phänomene zu beobachten, auf die im Abschnitt 4.7 eingegangen wird.

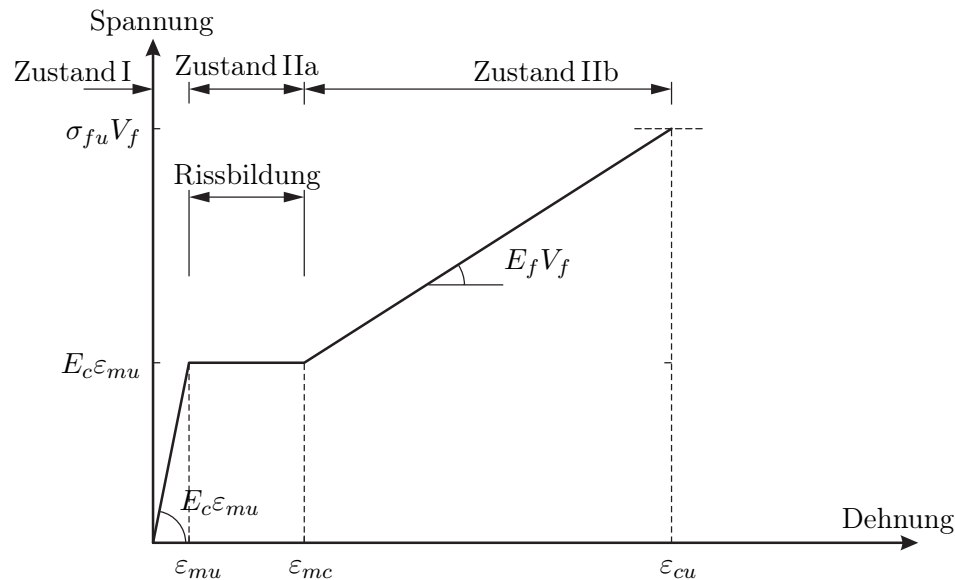


Bild 4.1: Schematische Spannungs-Dehnungs-Linie auf der Basis des ACK-Modells (nach BENTUR & MINDESS [19])

Die Existenz eines abfallenden Astes nach der Maximalkraft hängt zunächst von den Eigenschaften der Bewehrung, aber auch maßgeblich von der Steifigkeit des Versuchsaufbaus ab. Das in dieser Arbeit verwendete AR-Glas zeigt ein annähernd linear elastisches Verhalten bis zum Bruch. Bei den Versuchen konnte deshalb kein abfallender Ast nach Erreichen der Maximalkraft beobachtet werden.

Eine Vielzahl von Modellen wurde entwickelt, um diese Form der Spannungs-Dehnungs-Linie oder ausgewählte Punkte zu beschreiben. Die verwendeten Konzepte schließen u. a. Elastizitätstheorie und Bruchmechanik ein. Jedes dieser Modelle ist geeignet für die Beschreibung ganz bestimmter Charakteristika des Verbundwerkstoffes. Keines ist aber in der Lage, das Tragverhalten in allen Punkten zu erklären. Zum Beispiel lässt sich die Steifigkeit im Zustand I mit einer einfachen Mischungsregel beschreiben, während die Erstrissbildung bisher am zutreffendsten durch bruchmechanische Konzepte erfasst wird. Im Folgenden werden die einzelnen Abschnitte der Spannungs-Dehnungs-Linie im Detail untersucht, zugehörige Modelle vorgestellt und es wird auf mögliche Erweiterungen bzw. Anpassungen eingegangen.

Insbesondere das Modell von AVESTON, COOPER & KELLY (ACK-Theorie) [110] spielt dabei eine wichtige Rolle und ist deshalb in Anhang E dargestellt. Das Modell basiert auf der Annahme einer konstanten Verbundspannung an der Faser-Matrix-Grenzfläche, die durch Reibung übertragen wird und führt zu der in Bild 4.1 dargestellten Spannungs-Dehnungs-Linie. Dagegen arbeiten AVESTON & KELLY (AK-Theorie) [111] mit ungestörtem elastischem Verbund, kommen aber zu dem Schluss, dass praktisch mindestens von einem teilweisen Versagen dieses Verbundes (partial debonding) auszugehen ist. Beide Annahmen für den Verbund stellen Grenzfälle dar. In der Praxis wird erwartet, dass die Verbundwerkstoffe Merkmale beider Modelle zeigen.

Bis zu OHNO & HANNANT betrachten alle Modelle die Faser als homogenes Element. Erste Hinweise, dass eine Bewehrung aus Faserbündeln differenzierter betrachtet werden

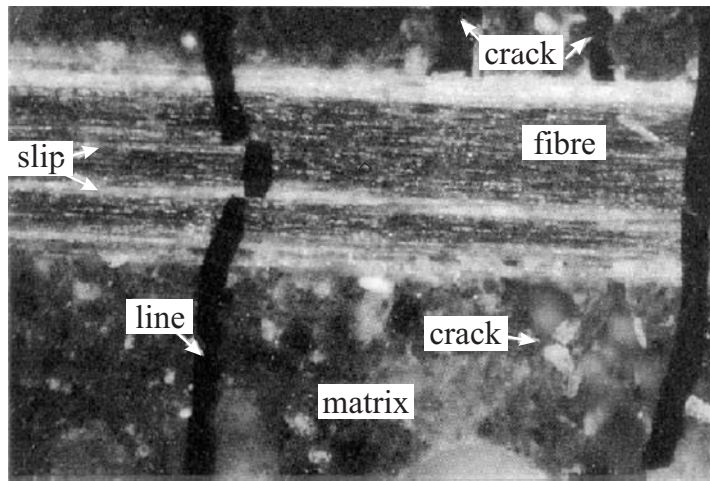


Bild 4.2: Schlupfphänomen an einer fibrillierten Polypropylenfaser (entnommen aus [113])

sollte, lieferte BARTOS [112]. Er beobachtete bei Faserbündeln teleskopartiges Verformungs- und Versagensverhalten. Bild 4.2 zeigt in einer Aufnahme von OHNO & HANNANT, wie sich verschiedene Bereiche der Faser gegeneinander verschieben. Dieser Effekt wird als Schlupfphänomen bezeichnet. OHNO & HANNANT [96, 113] erweitern deshalb die ACK-Theorie um eine zweite Grenzfläche innerhalb des Faserquerschnittes, an der Verschiebungen stattfinden können und Verbundkräfte durch konstante Reibung übertragen werden. Das theoretische Modell (OH-Theorie) wird im Abschnitt 6 ausführlicher dargestellt und führt zu dem in Bild 4.3 dargestellten Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie. Auffälligster Unterschied zum ACK-Modell ist die Einteilung des Zustandes IIa (mehrfache Rissbildung) in zwei Abschnitte mit unterschiedlichem Anstieg.

Daneben gibt es auch zahlreiche Ansätze mit detaillierteren Beschreibungen für den Verbund. Am weitesten verbreitet sind multilineare Ansätze, mit denen das tatsächliche – in Pull-Out Versuchen beobachtete – Verhalten approximiert wird. Beispielhaft seien hier die Arbeiten von BANHOLZER [64] und LEPENIES ET AL. [114] genannt.

Neuere Arbeiten von BANHOLZER [64] berücksichtigen beliebig viele Grenzflächen und erlauben so eine wesentlich detailliertere Betrachtung. Es handelt sich dabei um sehr aufwändige und komplexe Modelle, die durch numerische Verfahren gelöst werden. Einen ähnlichen Ansatz verfolgt auch das Haftbrückenmodell von SCHORN [115]. Der Verbund an den Grenzflächen zwischen den Fasern und der Matrix wird durch Haftbrücken dargestellt, unterschiedliche Verbundqualitäten durch den Abstand und die Größe der Haftbrücken. Beide Modelle erlauben die Berücksichtigung einer Vielzahl unterschiedlicher Verbundeigenschaften für die Filamente eines Rovings. Mit der Erhöhung des Detaillierungsgrades der Modelle steigt auch die Menge an erforderlichen Informationen und der Aufwand bei deren Beschaffung.

In den meisten Modellen sind die mechanischen Kenngrößen deterministisch, statistische Baustoffeigenschaften werden nur selten berücksichtigt. In den folgenden Abschnitten wird deutlich, dass in einem so komplexen Verbundwerkstoff das Verhalten nicht mit einem festen Zahlenwert für jede Eigenschaft ausreichend beschrieben ist. Die Beanspruchungen in den Filamenten eines Bündels hängen von dessen individuellen Verbundeigen-

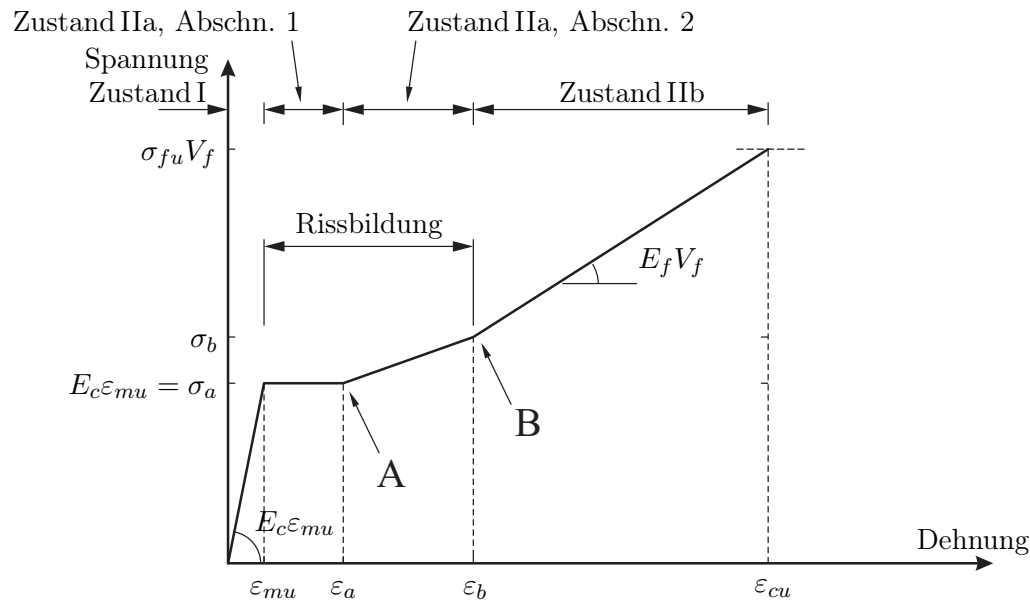


Bild 4.3: Schematische Spannungs-Dehnungs-Linie auf der Basis des OH-Modells [113])

schaften ab. Die Festigkeit der Filamente streut über einen gewissen Bereich. Es ist für die Modellierung des Verbundwerkstoffes folglich außerordentlich interessant, auch die statistischen Eigenschaften von Verbund, Geometrie, Filamentfestigkeit u. a. zu kennen und zu berücksichtigen (z. B. MÖLLER ET AL. [116]).

Vergleichbare experimentelle Arbeiten, die sich mit dem Einfluss der Anzahl der Filamente in einem Bündel auf das Tragverhalten befassen, sind dem Verfasser nicht bekannt. Bei den Untersuchungen von PELED und BENTUR [117] wurde neben der Filamentanzahl pro Garn auch das Material variiert, so dass bezüglich des Einflusses der Feinheit keine Aussagen abgeleitet werden können.

4.2 Versuchsprogramm

Als experimentelle Basis für die Untersuchung stehen die Ergebnisse einer Vielzahl von Dehnkörperversuchen mit dem in Abschnitt 3.1 beschriebenen Versuchsaufbau zur Verfügung. Als Bewehrungsmaterialien wurden überwiegend Direktrovings aus AR-Glas von Nippon Electric Glas Ltd. und Cem-FIL von Saint Gobain eingesetzt. Für vergleichende Untersuchungen wurden geschweißte Stahldrahtgitter verwendet. Wenn im Text nicht anders erwähnt, handelt es sich um unidirektionale Bewehrung aus Rovings. Je nach Faservolumengehalt enthalten die Probekörper eine bis maximal sechs Bewehrungslagen. Der Abstand der Garne innerhalb einer Bewehrungslage variiert zwischen 1,5 mm und 6 mm in einem Raster von 1,5 mm. Es lassen sich drei typische Varianten für die Versuchsserien unterscheiden:

- Serien mit je 10 bis 12 identischen Probekörpern,

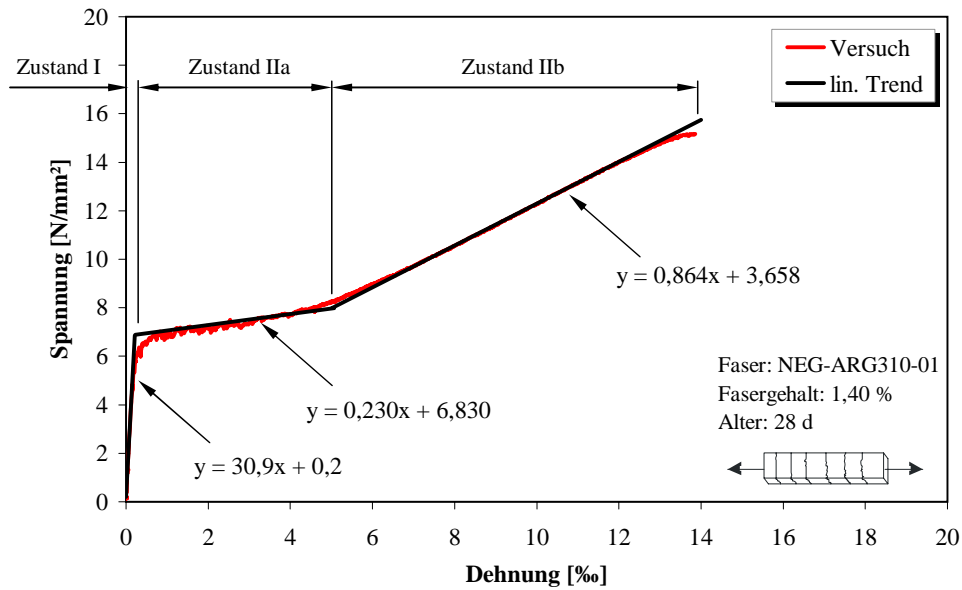


Bild 4.4: Beispiel für eine Spannungs-Dehnungs-Linie mit abschnittsweiser Linearisierung in den Zuständen I, IIa und IIb (Serie B1-003, Probe 2 mit NEG-ARG310-01, $V_f = 1,40\%$)

- Serien mit bis zu 12 Probekörpern, bei denen ein oder mehrere Parameter variiert wurden und teilweise bis zu einem Probekörper je Parameterkombination reduzierter Anzahl sowie
- spezielle Serien mit erheblichen Abweichungen zu dem im Abschnitt 3.1 beschriebenen Verfahren.

Auf die Spezifika der jeweils verwendeten Versuche wird – soweit notwendig – an entsprechender Stelle eingegangen. Wo es sinnvoll erschien, sind repräsentative Spannungs-Dehnungs-Linien im Text dargestellt. Die Kurven werden nach Abschnitt 3.1.6 linearisiert und die resultierenden Geradengleichungen für die Zustände I, IIa und IIb bilden die Grundlage für die weitere Auswertung. Bild 4.4 zeigt ein typisches Beispiel einer Spannungs-Dehnungs-Linie mit unidirektionaler Faserbewehrung und die für die weitere Auswertung angewandte abschnittsweise Linearisierung.

4.3 Zustand I (ungerissen)

4.3.1 Stand des Wissens

Nach der Elastizitätstheorie wirken Matrix und Fasern im ungerissenen Zustand I gemeinsam. Im ACK-Modell [110] werden Matrix und Fasern entsprechend ihres Flächenanteils mit dem zugehörigen Elastizitätsmodul berücksichtigt. Die Beziehungen lauten

$$\sigma_c = \sigma_f V_f + \sigma_m V_m = \sigma_f V_f + \sigma_m (1 - V_f) \quad (4.1)$$

und

$$E_c = E_f V_f + E_m V_m = E_f V_f + E_m (1 - V_f) \quad (4.2)$$

mit der Spannung σ , dem Elastizitätsmodul E und dem Volumengehalt V sowie den Indizes für den Verbundwerkstoff (composite) c , Beton (matrix) m und Faser (fibre) f . Für eine unidirektionale Bewehrung parallel zur Belastungsrichtung können Volumen- und Flächenanteil im Querschnitt synonym verwendet werden.

LAWS zeigt in [118] die Ableitung eines Beiwertes η_l für den Einfluss der Faserlänge. Bei Kurzfasern ist dieser Faktor üblicherweise nicht kleiner als 0,98 (MAJUMDAR & LAWS [45]). Für Endlosfasern wird dieser Faktor zu eins und nicht weiter betrachtet.

4.3.2 Ergebnisse und Diskussion

Der Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand I kann näherungsweise durch eine Gerade beschrieben werden. Der Anstieg dieser Geraden bzw. die Steifigkeit der Probe im Zustand I hat in den durchgeführten Versuchen einen vergleichsweise großen Wertebereich. Bild 4.5 zeigt die Ergebnisse von Dehnkörpern verschiedener Fasern und variiertem Faservolumengehalt, bei denen je Serie acht gleiche Proben geprüft wurden. Auffällig ist die große Serienstreuung. Sie verhindert Aussagen über die Tendenz der Probensteifigkeit in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt. Wertebereiche zwischen 15 000 N/mm² und 40 000 N/mm² sind durchaus typisch. Die niedrigen gemessenen E-Moduln der Proben liegen etwa bei 2/3 des am Mörtelprisma ermittelten E-Moduls des Feinbetons (siehe Abschnitt 2.2.4). Die größten Messwerte liegen deutlich über dem E-Modul des Feinbetons von 28 000 N/mm².

Bild 4.6 zeigt Ergebnisse von Dehnkörpern, bei denen der Faservolumengehalt innerhalb einer Serie variiert wurde. Zusammen mit den Versuchsergebnissen ist die Steifigkeit der Proben eingetragen, wie sie sich aus der Festigkeitstheorie unter Berücksichtigung des E-Moduls der Matrix, der Faser und des Faservolumengehaltes nach Gl. (4.2) ergibt. Der Wertebereich streut auch hier um die theoretische Lösung. Durch Eliminierung der in Bild 4.5 störenden Serienstreuung ergibt sich jedoch eine höhere Aussagekraft der Diagramme.

Es stellt sich die Frage, ob der beobachtete Wertebereich allein auf eine natürliche Streuung zurückzuführen ist. Im Abschnitt 3.1.5 wurde erläutert, dass die Proben durch unterschiedliche Schwindeigenschaften von Betonier- und Schalseite eine Vorkrümmung aufweisen. Rechnerische Untersuchungen (siehe Anhang A) zeigen, dass diese Vorverformungen zu einer Abnahme der Steifigkeit führen, da das „Geradeziehen“ zu einer scheinbaren Dehnung führt. Es wurde aber geschlossen, dass bei den festgestellten Vorverformungen die Auswirkungen auf die gemessenen Verformungen vernachlässigt werden können. Die Vorverformungen allein können also nicht die Ursache eines so großen Wertebereiches sein.

Als mögliche Ursache für die niedrigen gemessenen E-Moduln der Proben kommen Schäden in Frage, die schon vor dem Aufbringen der Belastung in der Probe vorhanden sind. Während der Herstellung der Probekörper werden mehrere Arbeitsschritte durchlaufen,

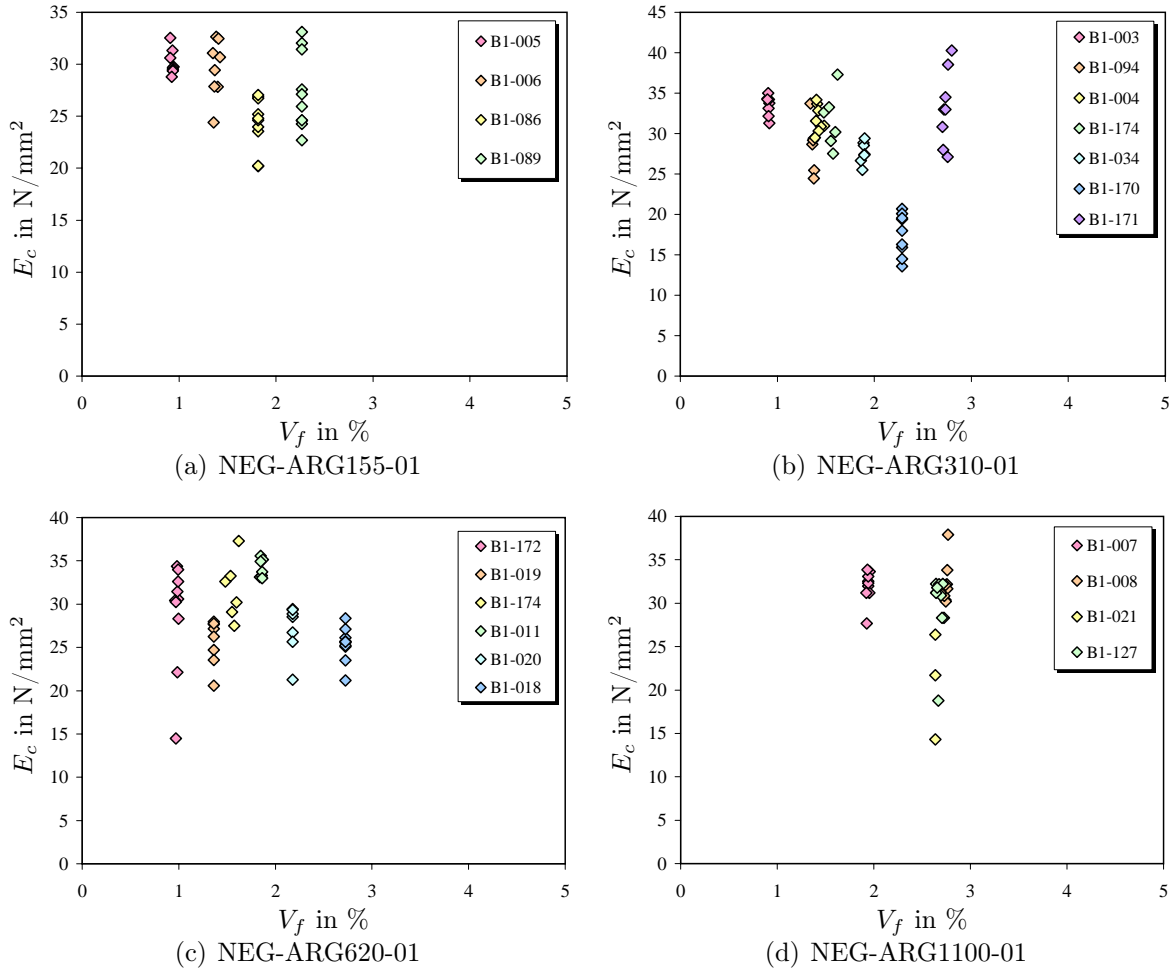


Bild 4.5: Steifigkeit der Dehnkörper im Zustand I für verschiedene Fasern (NEG, 155 bis 1100 tex) und Faservolumengehalte aus unterschiedlichen Herstellungschargen

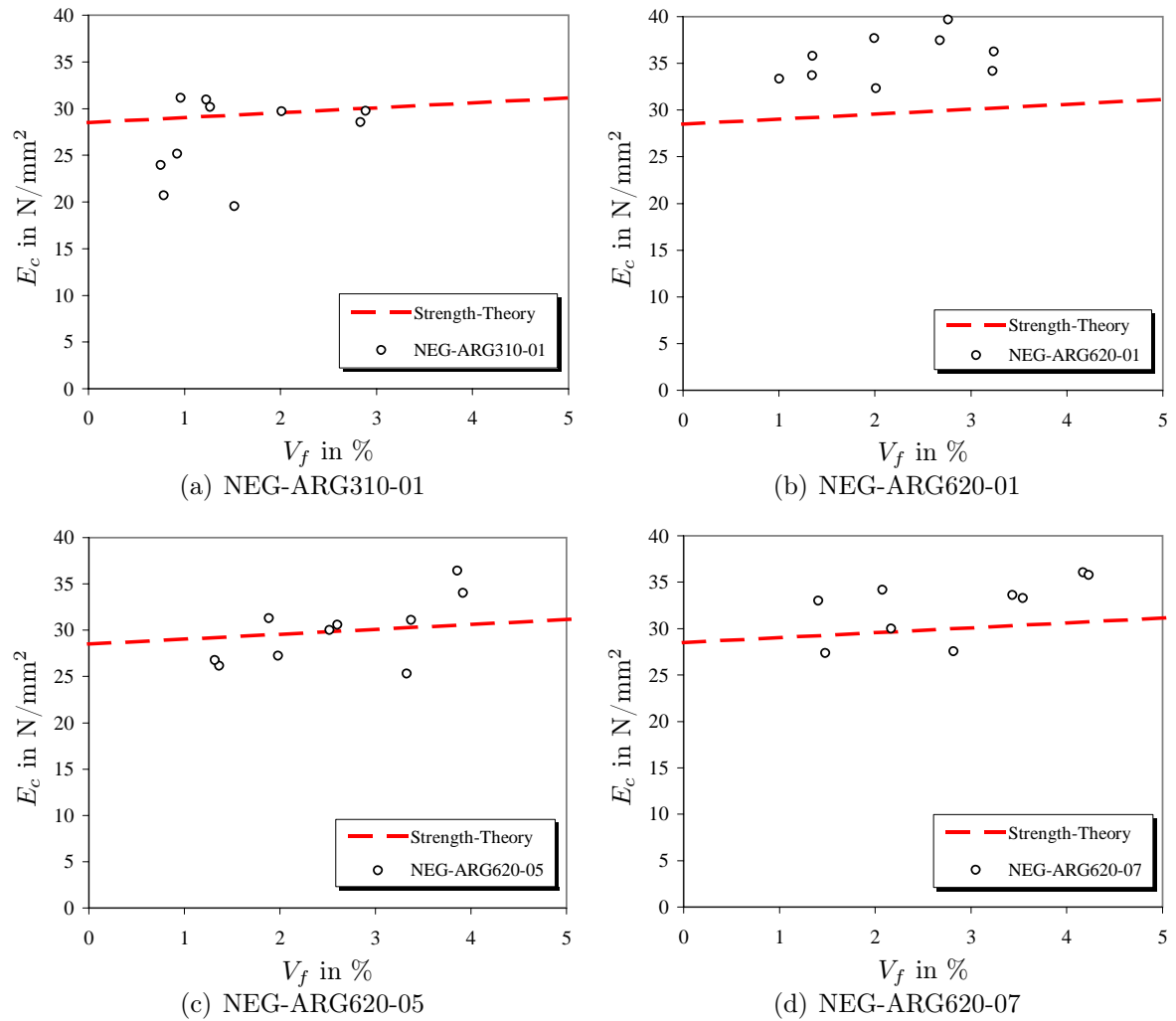


Bild 4.6: Steifigkeit der Dehnkörper im Zustand I für verschiedene Fasern (NEG, 310 und 620 tex) und Faservolumenanteile jeweils einer Herstellungscharge und theoretische Steifigkeit nach Festigkeitstheorie

bei denen es (unbemerkt) zu einer Beschädigung durch Überlastung kommen kann, so dass im Probekörper schon vorher Risse entstehen können. Oberflächenspannungen infolge Schwinden begünstigen die Entstehung solcher Risse bzw. Vorschäden. Nicht zuletzt beim Einbau der Probe in die Prüfmaschine können (unbeabsichtigt) Belastungen auftreten, die eine Schädigung der Probe verursachen. Schon einzelne Risse führen zu einer spürbaren Reduzierung der Steifigkeit der Probe. Auch wenn sie nicht den gesamten Querschnitt der Probe erfassen, setzen sie die Erstrisslast herab und die Folge ist eine zu geringe gemessene Steifigkeit.

Die hohen gemessenen E-Moduln der Probe lassen sich auf eine ungeeignete Messtechnik bzw. einen ungeeigneten Versuchsaufbau zurückführen. Der Versuchsaufbau ist für Verformungen bis 3 % ausgelegt. Bis zum Verlassen des Zustandes I treten Verformungen von etwa 0,15 ‰ oder etwas darüber auf. Durch Anlaufeffekte zu Beginn der Belastung und die regelmäßige Entstehung der ersten Risse bei Lasten deutlich unterhalb des Rissbildungsniveaus verbleibt für die Erfassung des Verformungsverhaltens im Zustand I weniger als ein 200stel des Messbereiches der DD1-Aufnehmer. Es ist also aus messtechnischen Gründen anzunehmen, dass das Verformungsverhalten im ungerissenen Zustand mit diesem Versuchsaufbau nur unbefriedigend erfasst werden kann. Das gilt sowohl für Abweichungen der gemessenen E-Moduln nach oben als auch nach unten.

4.3.3 Schlussfolgerungen

Bisher wird davon ausgegangen, dass der Faseranteil V_f dem ersetzten Anteil des Betons entspricht, also $V_f = 1 - V_m$ (siehe Gl. (4.2)). Diese Annahme ist für kompakte Fasern (Monofilamente) gerechtfertigt. Bei Filamentgarnen wird dagegen die Steifigkeit des Verbundwerkstoffes überschätzt. Wie Abschnitt 5.8.2 zeigt, liegt die Packungsdichte η_p von Filamentgarnen normalerweise zwischen 40 und 75 %. Dies kann formal durch $V_m = 1 - V_f/\eta_p$ auf der Seite des Matrixanteils berücksichtigt werden, so dass Gl. 4.2 nun

$$E_c = E_f V_f + E_m V_m = E_f V_f + E_m \left(1 - \frac{V_f}{\eta_p} \right) \quad (4.3)$$

lautet. Rechnerisch verringern sich dadurch die Auswirkungen der Faserbewehrung auf die Steifigkeit im Zustand I. Bei Fasern, die einen höheren Elastizitätsmodul als der Beton besitzen, verringert sich rechnerisch die steifigkeitserhöhende Wirkung im Zustand I. Bei Fasern mit einem Elastizitätsmodul, der unter dem des Betons liegt, wird die Steifigkeitsabnahme durch die Zugabe der Fasern stärker. Rechnerisch ergibt sich die Grenze zwischen steifigkeitserhöhender und steifigkeitsvermindernder Wirkung, wenn

$$E_c = E_m \quad (4.4)$$

ist. Durch Einsetzen in Gl. (4.3) und Umstellen nach η_p erhält man die zugehörige kritische Packungsdichte $\eta_{p,krit}$ zu

$$\eta_{p,krit} = \frac{E_m}{E_f} . \quad (4.5)$$

Das Verhältnis der Steifigkeiten von Matrix und Bewehrung wird oft als Quotient $n = E_f/E_m$ ausgedrückt, entsprechend ergibt sich für die kritische Packungsdichte

$$\eta_{p,krit} = 1/n. \quad (4.6)$$

Nach oben hin ist $\eta_{p,krit}$ durch die theoretisch maximale Packungsdichte – bei kreisförmigen Filamenten entsprechend 0,907 – und nach unten praktisch etwa bei 0,3...0,4 begrenzt. Der Grenzbereich kann demnach nur bei Fasern erreicht werden, für die n zwischen 1,1 und 3,3 liegt, wozu z. B. Fasern aus AR-Glas zählen. Mit Fasern aus Carbon und Polypropylen ist das Erreichen dieses Grenzbereiches nicht möglich. Erstere haben immer eine versteifende Wirkung, letztere immer eine steifigkeitsmindernde Wirkung.

Zusammenfassen kann festgestellt werden, dass bei praktisch üblichen Faservolumengehalten bis etwa 5 % der Einfluss der AR-Glass Fasern auf die Steifigkeit eine vernachlässigbare Rolle spielt. Das kommt vor allem in den Schwierigkeiten zum Ausdruck, diesen Effekt mit den verwendeten experimentellen Methoden nachzuweisen. Es scheint daher ausreichend, zur Beschreibung der Steifigkeit im ungerissenen Zustand I den E-Modul der Matrix bzw. den ideellen Elastizitätsmodul nach Gl. (4.3) zu verwenden und ein lineares Verhalten anzunehmen. Eine Verbesserung durch die Berücksichtigung der Packungsdichte der Fasern kann mit den vorliegenden experimentellen Ergebnissen nicht überprüft werden.

4.4 Übergang Zustand I in Zustand II (Erstrisslast)

4.4.1 Stand des Wissens

In den meisten Arbeiten wird für die Entstehung des Erstrisses das Festigkeitskriterium nach der Elastizitätstheorie herangezogen. Das heißt, der Riss entsteht im Beton bei Überschreitung der Betonzugfestigkeit σ_{mu} bzw. der Zugbruchdehnung ε_{mu} des Betons. So auch bei der ACK-Theorie. Der erste Riss entsteht, wenn der Verbundwerkstoff die Bruchdehnung der Matrix ε_{mu} erreicht. Die zugehörige Erstrissspannung σ_{r1} beträgt

$$\sigma_{r1} = \varepsilon_{mu} E_c, \quad (4.7)$$

mit E_c nach Gl. 4.3.

ROMUALDI & BATSON (RB) beschreiben die Rissbildung mit Hilfe der linear elastischen Bruchmechanik (LEFM) [119]. Ihre wichtigsten Annahmen sind ideeller Verbund zwischen Faser und Matrix, ein regelmäßiger Abstand zwischen den kreisrunden Fasern und ein linsenförmiger Defekt in der Matrix zwischen den Bewehrungsfasern. Durch die Spannungskonzentrationen in der Nähe des Defektes erhöhen sich die Verformungen in der Matrix. Über den als ideell angenommenen Verbund entstehen so zusätzliche Belastungen in den benachbarten Fasern. Die daraus resultierende zusätzliche Kraft in den Fasern wird von RB als eine den Riss schließende Kraft interpretiert. Sie fanden, dass die Bruchdehnung umgekehrt proportional zur Wurzel des Abstandes der Bewehrungsfasern ist und für Abstände $< 1,5$ cm zur einer deutlichen Erhöhung der Erstrisslast

führt. ROMUALDI & BATSON führen die Ergebnisse von Biegeversuchen an Balken mit einer Bewehrung aus Stahldraht in verschiedenen Abständen als Beweis an. Bei einem Abstand der Bewehrungsdrähte von etwa 4 mm finden sie eine Erhöhung der Risslast um den Faktor zwei (siehe Bild 4.7(a)). Dieser Effekt wird als Rissunterdrückung (engl.: crack suppression) bezeichnet. PELED, BENTUR & YANKELEVSKY berichten ebenfalls von Erhöhungen der Erstrisslast von bis zu 40 % gegenüber unbewehrten Proben [86]. Die Ergebnisse stammen von Biegeversuchen, der Faservolumengehalt ist nicht bekannt, dürfte aber im Bereich zwischen 2 und 5 Vol.-% liegen. Auf die bruchmechanischen Untersuchungen an einer stahlfaserbewehrten Zementmörtelmatrix von KLEISER sei ebenfalls hingewiesen [120].

In vielen anderen Arbeiten² konnten keine oder nur sehr geringe rissunterdrückende Wirkungen festgestellt werden (siehe AVESTON, MERCER & SILLWOOD [121]). ALLEN [122] begründet das mit einer erhöhten Porosität der Matrix bei hohen Faservolumengehalten, die die Verbundfestigkeiten herabsetzen. Auch MAJUMDAR & LAWS weisen auf eine Beeinflussung durch Änderungen der Porosität der Matrix durch den Einbau von Fasern hin [45]. AVESTON, MERCER & SILLWOOD [121] führen den Dissens zur RB-Theorie zum einen auf Missverständnisse über die Spannung am Beton und am Verbundwerkstoff und zum anderen auf die durch ALLEN in [122] beschriebenen Schwierigkeiten bei der Bestimmung der Erstrisslast aus Biegeversuchen zurück. Sie weisen darauf hin, dass beim RB-Modell ein Kratzer auf der Oberfläche, dessen Länge größer als der Faserabstand ist, die Rissdehnung verändern müsste – was offensichtlich nicht der Fall ist. Ein weiterer Kritikpunkt sind die unrealistisch hohen Verbundspannungen, die sich mit der RB-Theorie ergeben und gegen die Annahme eines ungestörten Verbundes zwischen Faser und Matrix sprechen.

AVESTON, MERCER & SILLWOOD [121] gehen von einer Übertragung der Verbundspannungen zwischen Fasern und Matrix durch konstante Reibung aus und erhalten aus der Betrachtung der Energie im System und der durch die Rissbildung freigesetzten Energie folgenden Ausdruck für die Bruchdehnung der Matrix:

$$\varepsilon_{mu} = \left[\frac{12 \tau \gamma_m E_f V_f^2}{E_c E_m^2 r V_m} \right] \quad (4.8)$$

mit der Bruchenergie γ_m und dem Faserradius r . Wenn ε_{mu} nach Gl. (4.8) kleiner als ε_{mu} der unbewehrten Matrix ist, wird angenommen, dass die Bruchdehnung durch die Fasern nicht beeinflusst wird. Wenn r klein genug ist und τ groß genug, wird ε_{mu} größer als das der unbewehrten Matrix. Die Theorie sagt also eine Rissunterdrückung ab einem bestimmten Faservolumengehalt vorher, siehe Bild 4.7(b). Diese Lösung führt zu vergleichbaren Ergebnissen wie die RB-Theorie, siehe Bild 4.8. Der Effekt ist aber geringer als von ROMUALDI & BATSON unter der Annahme elastischen Verbundes zwischen

²Auch WEISE berichtet von einem Rückgang der Erstrissspannung mit zunehmendem Bewehrungsgrad. Der Bewehrungsgrad lag dabei deutlich unter dem kritischen Fasergehalt, etwa im Bereich zwischen 0,002 und 1 % für AR-Glas Filamentgarne mit Feinheiten zwischen 155 und 1100 tex. Erklärt wird das Absinken der Erstrissspannung, indem die Rovings als eingebaute Fehlstellen in der Matrix interpretiert werden. Aus Sicht des Verfassers ist jedoch fraglich, ob sich bei derart geringen Bewehrungsgraden unterhalb des kritischen Fasergehaltes eine Abnahme der Erstrissspannung von mehr als 30 % erklären lässt.

Faser und Matrix und unendlich steifen Fasern vorhergesagt. Der Fortschritt besteht vor allem in der Berücksichtigung der an der Faser-Matrix-Grenzfläche übertragbaren Beanspruchung.

Nach HANNANT, HUGHES & KELLY [123] stellt Gl. 4.8 nur eine untere Grenze dar. Wenn die Bruchdehnung des unbewehrten Betons ε_{mu} ist, kann man das so interpretieren, dass der größte Riss mit einer Länge $2c$ senkrecht zur Belastungsrichtung ist. $2c$ wird durch das GRIFFITH-Kriterium beschrieben:

$$\sqrt{\frac{G_F}{E\pi(1-\nu)^2c}} = \frac{\sigma_{mu}}{E_m} = \varepsilon_{mu}. \quad (4.9)$$

Mit den Werten des verwendeten Feinbetons aus Abschnitt 2.2.4 ($E = 28500 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_{mu} = 5 \dots 7 \text{ N/mm}^2$) und der von BROCKMANN bestimmten Bruchenergie von $G_F = 40 \text{ N/m}$ für einen vergleichbaren Feinbeton [23] erhält man $2c = 3,2 \dots 6,2 \text{ mm}$. Ist der Abstand der Fasern S kleiner als diese Defektgröße $2c$, ist eine rissunterdrückende Wirkung zu erwarten (und zwar unabhängig vom Faservolumengehalt V_f auch für sehr kleine V_f). Es ist also auch bei unidirektionaler Bewehrung mit AR-Glas Garnen eine rissunterdrückende Wirkung zu erwarten.

Als weitere Modelle, die sich mit der rissunterdrückenden Wirkung beschäftigen, sind die Arbeiten von KORCZYNSKYI ET AL. [124] und HUGHES³ zu nennen, die nach HANNANT, HUGHES & KELLY eine bessere Übereinstimmung mit Versuchsergebnissen liefern als die Arbeiten von AVESTON, MERCER & SILLWOOD. Der Ansatz von KORCZYNSKYI, HARRIS & MORLEY berücksichtigt die rissstabilisierende Wirkung der Fasern, so dass das Modell einen kontinuierlichen Übergang zur unbewehrten Matrix ermöglicht. Beide Modelle führen zu einer stärkeren rissunterdrückenden Wirkung als das von AVESTON, MERCER & SILLWOOD (Bild 4.9). AKKAYA, SHAH & ANKEMANN konnten mit experimentellen Untersuchungen bestätigen, dass die rissunterdrückende Wirkung der Fasern von der Größe der faserfreien Bereiche abhängig ist [125]. Sie fanden, dass die Risslast eines Querschnittes um so höher ist, je geringer der Abstand zwischen den Fasern ist und je gleichmäßiger sie verteilt sind.

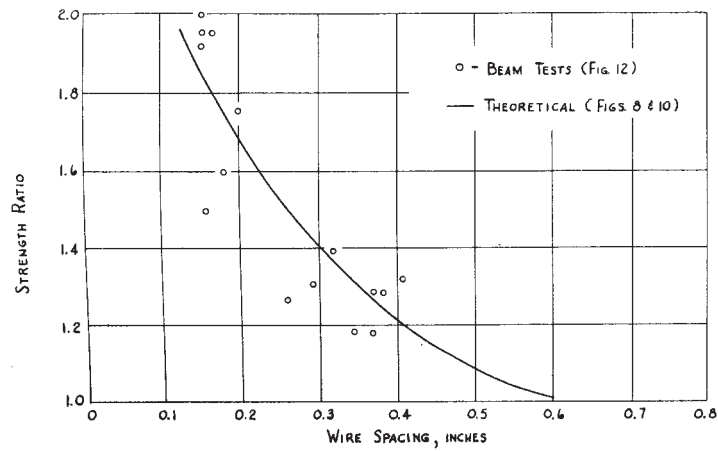
4.4.2 Ergebnisse und Diskussion

Durch die Entstehung des ersten Risses ist – zumindest theoretisch – der Punkt für den Übergang der Probe in den Zustand IIa (gerissener Zustand) festgelegt. In der Spannungs-Dehnungs-Linie ist der Zustand IIa durch eine sehr niedrige Steifigkeit bzw. eine sehr flach verlaufende Gerade gekennzeichnet. Dieses Verhalten konnte bei den durchgeführten Dehnkörperversuchen in allen Fällen beobachtet werden. Bei höheren Faservolumengehalten V_f ist der Steifigkeitsabfall während der Rissbildung weniger ausgeprägt.

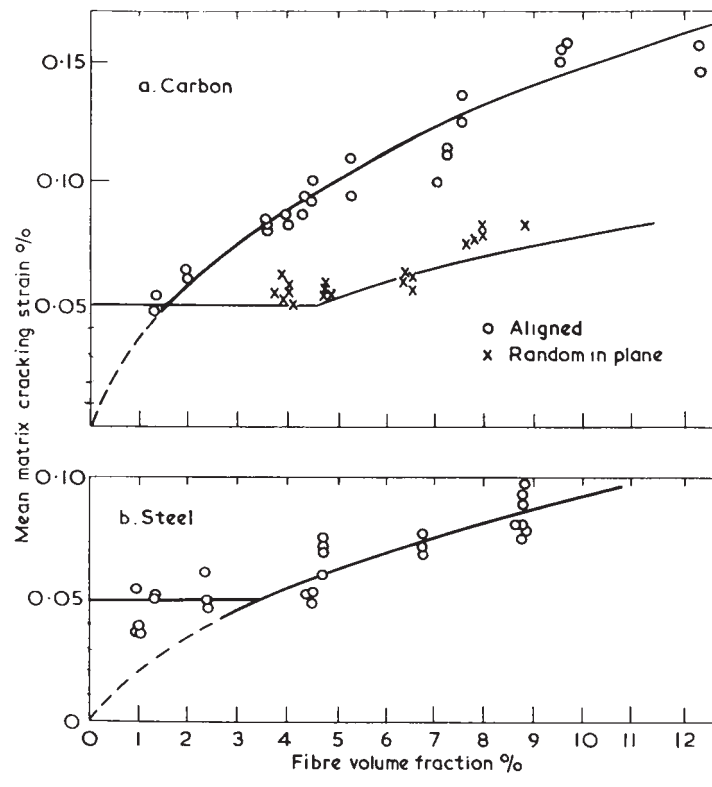
Bei vielen Proben wurde jedoch die Entstehung von Rissen zu einem früheren Zeitpunkt nachgewiesen. Die rechnerischen Untersuchungen im Anhang A zeigen, dass schon sehr

³Wird von HANNANT, HUGHES & KELLY [123] zitiert, konnte nicht beschafft werden.

4.4 Übergang Zustand I in Zustand II (Erstrisslast)



(a) ROMUALDI & BATSON in [119]



(b) AVESTON, MERCER & SILLWOOD in [121]

Bild 4.7: Experimentelle Untersuchungen verschiedener Forschergruppen zur Rissunterdrückung

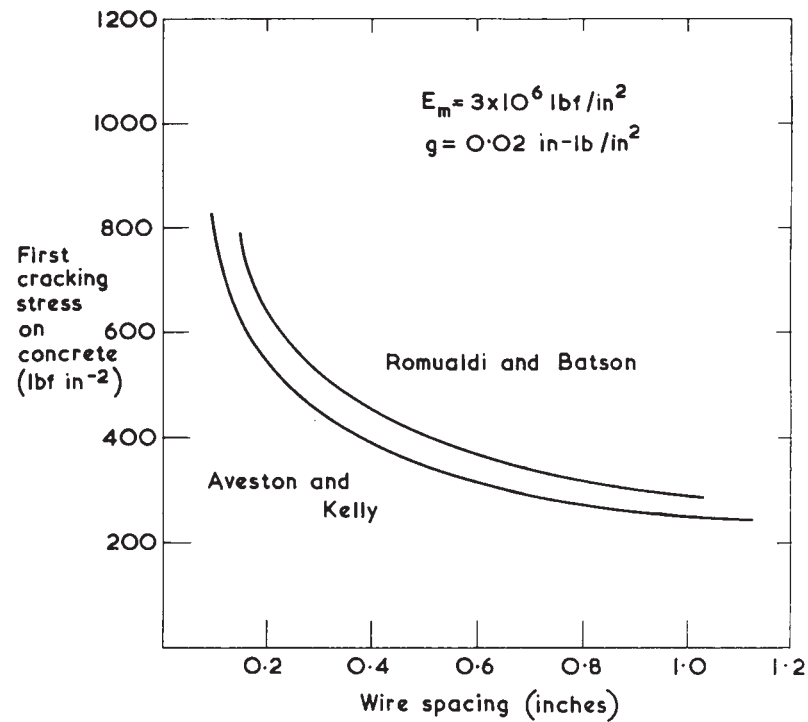


Bild 4.8: Vergleich der Rissunterdrückungen nach den Theorien von AVESTON, MERCER & SILLWOOD sowie ROMUALDI & BATSON (entnommen aus [121])

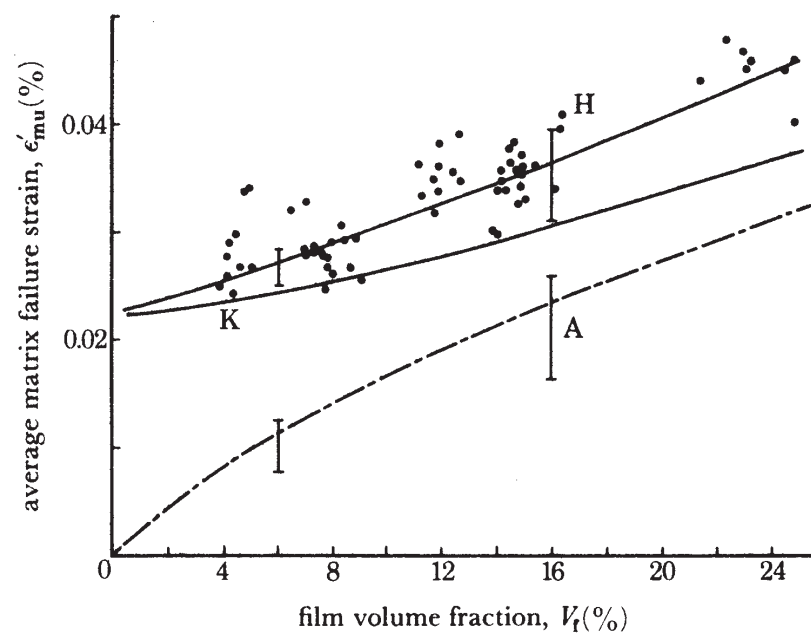


Bild 4.9: Zusammenhang zwischen der mittleren Matrix-Bruchdehnung und dem Fasergehalt für einen Verbundwerkstoff mit fibrilliertem Polypropylen. Die Balken bei 6 und 16 % zeigen die Variationen der Bruchdehnung, die mit τ zwischen 0,2 MPa und 0,8 MPa vorhergesagt werden. H ... HUGHES-Modell, K ... KORCZYNSKYI ET AL.; A ... Aveston et al. (entnommen aus [123])

geringe Vorverformungen der Proben zu einem deutlichen Abfallen der Erstrisslast führen. Zusätzlich werden die frühzeitige Entstehung von Rissen durch Eigenspannungen infolge Schwinden und die in Abschnitt 3.1.5 beschriebenen Schädigungen gefördert.

Bei einer gegebenen Vorverformung treten unter der aufgebrachten Zugbeanspruchung in der Mitte der Probe die größten Beanspruchungen infolge Biegung auf. Folglich entsteht dort theoretisch der erste Riss. In diesem Moment ändert sich das System von einem beidseitig gelenkig gelagerten Stab zu einer Gelenkkette. Bei Vernachlässigung der durch die Zugbelastung hervorgerufenen Verformungen kann man davon ausgehen, dass der Stich⁴ der Vorverformung in den verbleibenden beiden Stababschnitten nur noch bei $1/4$ des am ungerissenen Ausgangssystem vorhandenen Stiches liegt. Bei weiterer Laststeigerung induziert auch der Stich $h/4$ in den beiden entstandenen Stababschnitten die Bildung eines Risses – theoretisch wieder in der Mitte der Stababschnitte. Dieses Verhalten setzt sich theoretisch fort. Da jedoch mit jeder Halbierung der Stababschnitte der Stich erneut auf ein Viertel reduziert wird, klingen diese unerwünschten vorzeitigen Rissbildungen sehr schnell ab (Bild 4.10). Die Versuchsergebnisse zeigen, dass die zeitige Rissbildung infolge der Vorverformungen nach wenigen Rissen nicht mehr nachweisbar ist.

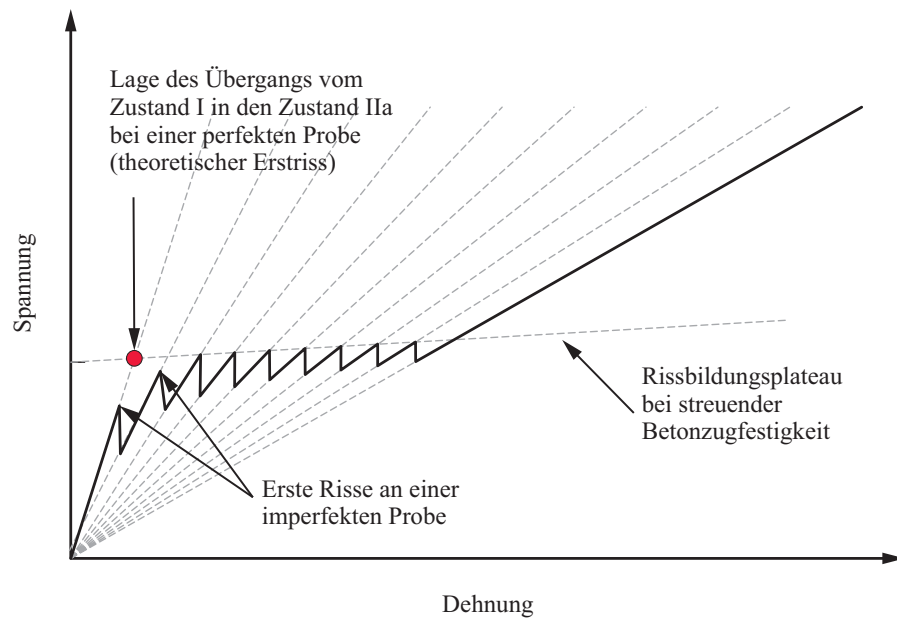
In der Praxis weicht die Entstehung der ersten Risse etwas von dem beschriebenen Verhalten ab, da die entlang der Probe streuende Festigkeit des Betons und nicht erfassbare Vorschädigungen und Spannungen aus Schwinden den Prozess überlagern. In den meisten Fällen führt die vorzeitige Entstehung von Rissen jedoch dazu, dass *der* Erstriss entsprechend der Modellvorstellung mit dem verwendeten Versuchsaufbau nicht direkt ermittelt werden kann. In Abschnitt 3.1.6 wird beschrieben, wie der Übergang von Zustand I in den Zustand IIa dennoch zuverlässig bestimmt werden kann. Bild 4.11 zeigt das Ergebnis am Beispiel der Probe B1-004-02.

Vor allem bei hohen Bewehrungsgraden und bei höheren Feinheiten (z. B. 2500 tex) ist der Übergang zwischen Zustand I und II wenig ausgeprägt. In diesen Fällen zeigen die Spannungs-Dehnungs-Linien einen fließenden Übergang vom ungerissenen Zustand zur Rissbildung.

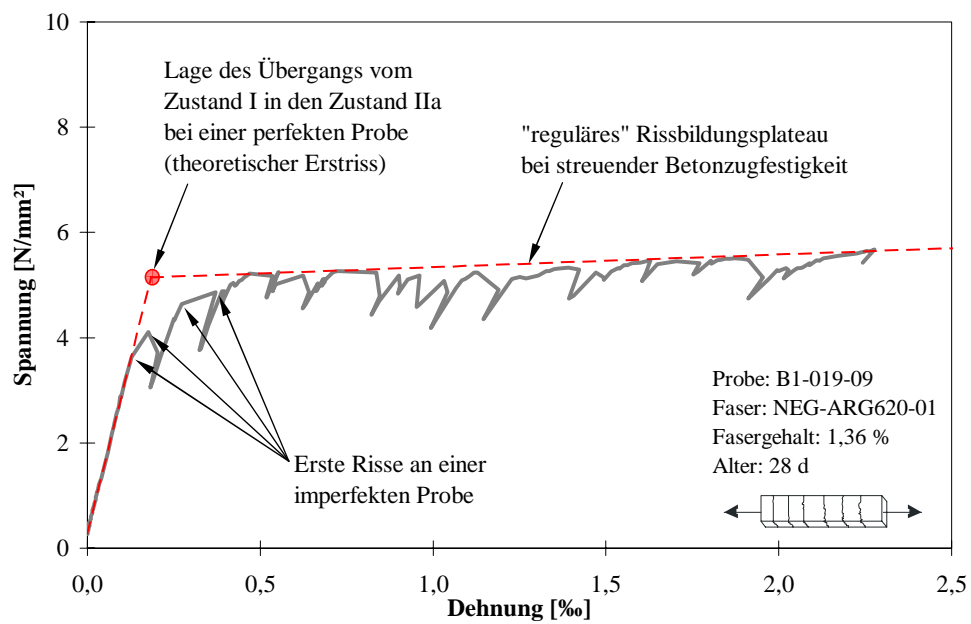
Bild 4.12 zeigt die Erstrissspannung von Dehnkörpern mit verschiedenen Fasern und Faservolumengehalten, jeweils mit Versuchskörpern aus mehreren Serien. Wie schon im Abschnitt 4.3.2 ist festzustellen, dass die Serienstreuung eine Beurteilung des Einflusses des Fasergehaltes verhindert. Deshalb wird auch hier wieder auf Versuchsergebnisse zurückgegriffen, bei denen der Faservolumengehalt innerhalb der Serie variiert wurde, um die Serienstreuung zu eliminieren.

Die Bilder 4.13 und 4.14 zeigen die Ergebnisse dieser Versuchsserien mit verschiedenen Fasern. Als Versuchsergebnisse sind eingetragen:

⁴Der Stich h eines Kreisabschnittes mit der Basislänge S und dem zugehörigen Winkel α wird durch $h = 0,5 \cdot s \cdot \tan(\alpha/4)$ beschrieben. Bei den hier vorliegenden Vorverformungen von wenigen Millimetern kann der Tangens des Winkels näherungsweise als linear angenommen werden, so dass bei einer Halbierung des Stabes die verbleibenden Abschnitte jeweils einen Stich in der Größe von $1/4$ des ursprünglichen Stiches h des Stabes aufweisen.



(a) Schematische Darstellung



(b) Ausschnitt aus der Spannungs-Dehnungs-Linie eines Dehnkörpers

Bild 4.10: Auswirkungen der Vorverformungen auf die Spannungs-Dehnungs-Linie am Übergang vom Zustand I in den Zustand IIa

4.4 Übergang Zustand I in Zustand II (Erstrisslast)

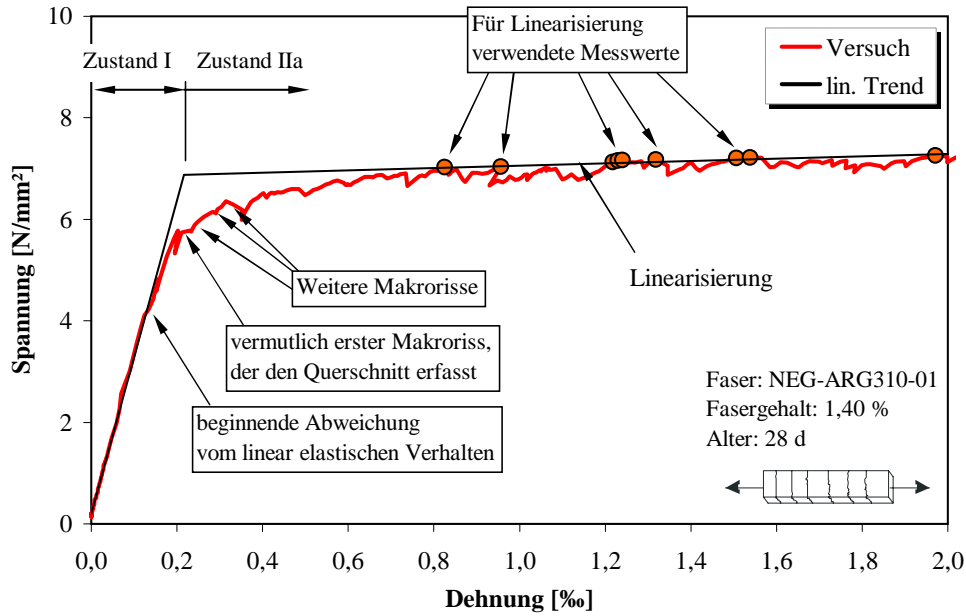


Bild 4.11: Tatsächliches Verhalten der Probekörper beim Übergang vom Zustand I in den Zustand IIa

- die Erstrissspannung, ermittelt aus dem Schnittpunkt $y_{I/IIa}$ der Linearisierung von Zustand I und IIa sowie
- die rechnerische Spannung in der Mitte des Zustandes IIa, ermittelt aus der Linearisierung des Zustandes IIa mit

$$\sigma_{cr} = m_2 \left(x_{I/IIa} + \frac{x_{IIa/IIb} - x_{I/IIa}}{2} \right) + n_2 \quad (4.10)$$

mit $x_{IIa/IIb}$ und $x_{I/IIa}$ als x -Koordinaten der Schnittpunkte der Linearisierungen der Zustände IIa und IIb bzw. I und IIa.

Die erste Variante entspricht der Erstrissspannung. Die zweite Variante beschreibt die Spannung in der Mitte der Rissbildung. Sie hat den Vorteil, dass sie unabhängig von der Existenz eines ungestörten⁵ Zustandes IIa eine repräsentative Beschreibung des Rissbildungsniveaus ermöglicht. Außer den Versuchsergebnissen sind noch die Erstrissspannungen nach verschiedenen theoretischen Modellen eingetragen:

- Festigkeitstheorie,

⁵Abschnitt 4.6 zeigt, dass die Länge des Zustandes IIa mit steigendem Faservolumengehalt sinkt. Der Übergang von Zustand I zu Zustand IIa und von Zustand IIa zu Zustand IIb erfolgt nicht plötzlich, sondern meist allmählich. Die Spannungs-Dehnungs-Linie ändert ihre Neigung nicht plötzlich, sondern allmählich in einem gewissen Übergangsbereich. Diese Übergangsbereiche werden mit steigendem Faservolumengehalt größer. Insgesamt wird also der ungestörte Zustand IIa bei größeren Faservolumengehalten nicht mehr abgebildet. Es findet möglicherweise ein direkter Übergang zwischen den beiden Übergangsbereichen am Anfang und am Ende des Zustandes IIa statt. In diesem Fall liefert die Linearisierung im Zustand IIb einen zu großen Anstieg. Ist der Anstieg zu groß, so sind die an den Schnittpunkten der Linearisierung ermittelten Spannungen für den Erstriss zu klein und für den Übergang von Zustand IIa zu Zustand IIb zu groß.

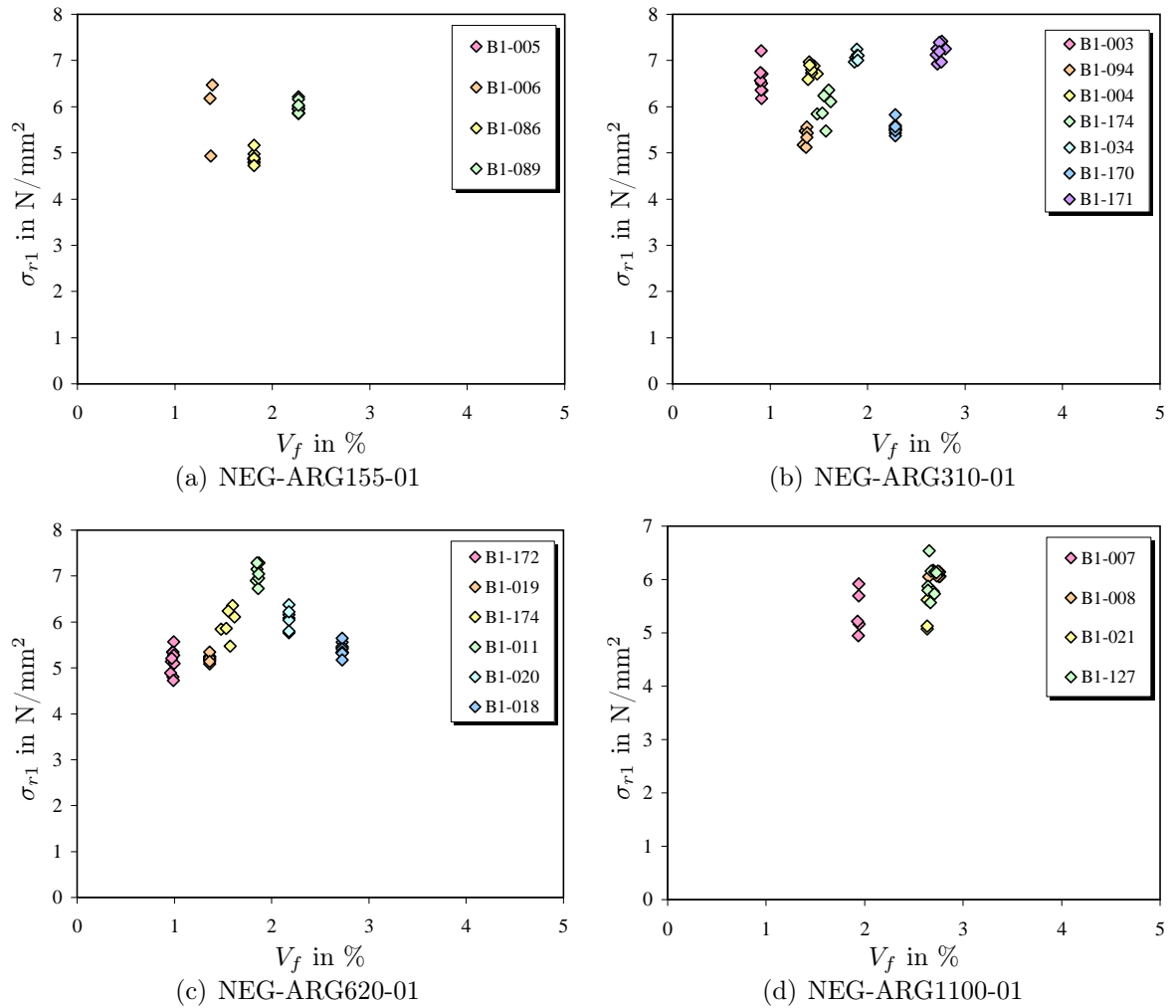


Bild 4.12: Erstrissspannung von Dehnkörpern mit verschiedenen Filamentgarnen (NEG, 155 bis 1100 tex) und Faservolumengehalten aus unterschiedlichen Herstellungslagen

4.4 Übergang Zustand I in Zustand II (Erstrisslast)

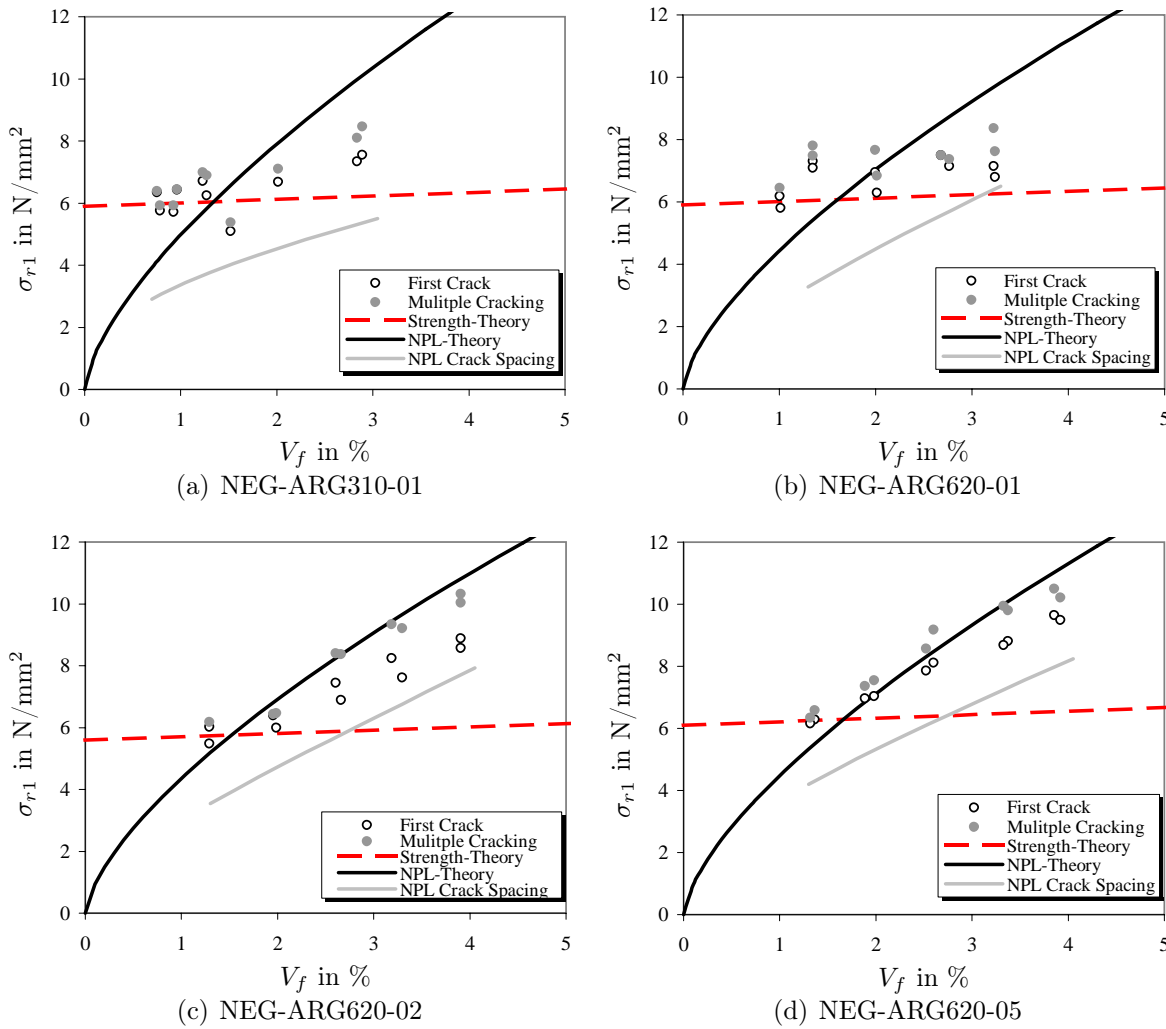


Bild 4.13: Erstrissspannung von Dehnkörpern mit verschiedenen Filamentgarnen (NEG, 310 und 620 tex) und Faservolumengehalten jeweils einer Herstellungscharge und theoretische Erstrissspannung nach verschiedenen Theorien

- NPL-Theorie nach Gl. (4.8) mit der Annahme, dass die Verbundspannung τ gleich der Betonzugfestigkeit σ_{mu} ist – in Bild 4.13 und 4.14 als „NPL-Theorie“ bezeichnet – und
- NPL-Theorie nach Gl. (4.8) mit einer aus dem mittleren Rissabstand der jeweiligen Probe und der Spannung in der Mitte des Zustandes IIa nach Gl. (4.23) ermittelten Verbundspannung τ . Diese wurde in den Bildern 4.13 und 4.14 als „NPL Crack Spacing“ bezeichnet.

In der Mehrzahl der Fälle ist ein ausgeprägter Zusammenhang zwischen der Erstrisslast σ_{r1} und dem Faservolumengehalt V_f festzustellen. Die Zunahme der Erstrissspannung in Abhängigkeit von V_f ist in allen Fällen stärker als durch die Festigkeitstheorie vorhergesagt.

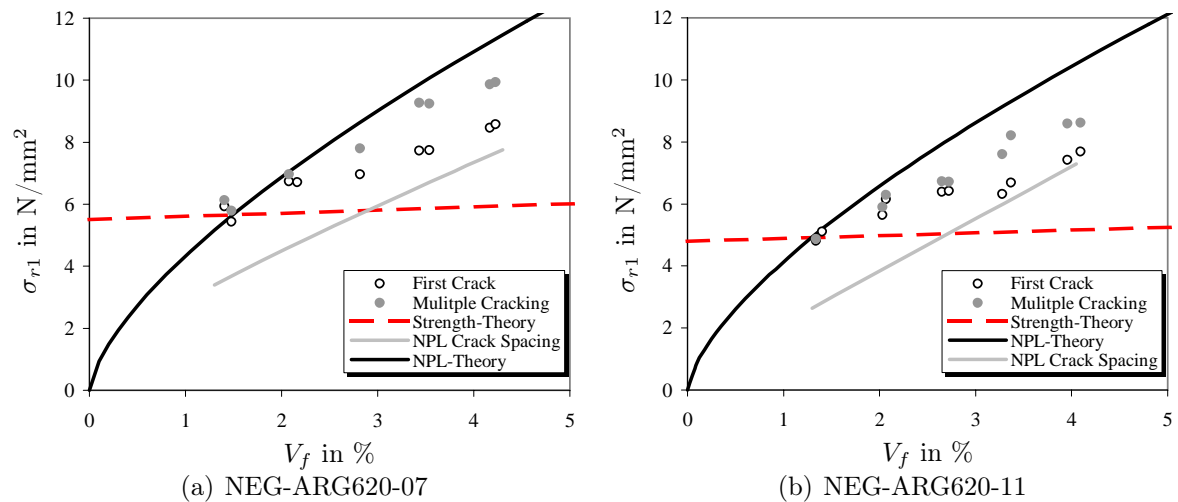


Bild 4.14: Erstrissspannung von Dehnkörpern mit verschiedenen Filamentgarne (NEG, 620 tex) und Faservolumengehalten jeweils einer Herstellungscharge und theoretische Erstrissspannung nach verschiedenen Theorien

Die Prognose mit dem NPL-Modell liefert durchgängig zu hohe Werte für die Erstrisslast. Das NPL-Modell mit der aus dem Rissbild ermittelten Verbundspannung unterschätzt dagegen die Erhöhung der Erstrisslast. Da die aus dem Rissbild ermittelten Verbundspannungen durchweg unter der pauschalen Annahme $\tau = \sigma_{cu}$ liegen, ist das folgerichtig. Beide Varianten des NPL-Modells schaffen es aber nicht, eine stabile Vorhersagegenauigkeit zu erreichen. Wo liegen dafür die Ursachen?

Die verwendeten Filamentgarne entsprechen nur wenig den Annahmen des NPL-Modells. Sie sind weder kompakt noch kreisförmig, noch in der Ebene gleichmäßig verteilt angeordnet. Die Filamentgarne bestehen aus mehreren hundert bis tausend einzelnen Filamenten und stehen nur mit den äußeren Elementarfasern in direktem Verbund mit der Matrix. Die Querschnittsform kann sehr stark variieren. Eine kreisförmige Geometrie ist die Ausnahme bei wenigen speziellen Garnen (z. B. hat NEG-ARG155-01 eine kreisähnliche Form). Die meisten Direktrovings haben eine ausgeprägte flache Form, ähnlich einer Ellipse. Der größere Radius misst dabei selten weniger als das Fünffache des kleineren Radius. Auch die anderen in Abschnitt 4.4.1 vorgestellten bruchmechanischen Modelle basieren auf den gleichen Annahmen der Geometrie der Bewehrung wie das NPL-Modell. Es ist also durchaus zu erwarten, dass damit nur begrenzt das Rissbildungsverhalten (bzw. die Rissunterdrückung) vorhergesagt werden kann.

Die Auswertung der Rissbilder zeigt, dass der Verbund zur Matrix für die verschiedenen Garne der Feinheit 640 tex sehr unterschiedlich ist (siehe Bilder 4.13 und 4.14). Aus verschiedenen Arbeiten des SFB 528 ist bekannt, dass der innere Verbund – der Verbund zwischen den Filamenten – sehr stark von der Schlichte abhängig ist. Trotzdem liegt die rissunterdrückende Wirkung bei allen untersuchten Chargen dieser Feinheit auf ähnlichem Niveau. Daraus lässt sich schlussfolgern, dass die rissunterdrückende Wirkung nicht in erster Linie von den Verbundeigenschaften – zwischen Faser und Matrix (äußerer Verbund) oder zwischen Filament und Filament (innerer Verbund) – abhängig ist. Im Gegensatz zu dieser Schlussfolgerung stehen die verwendeten Modelle. Wie die Bilder

4.13 und 4.14 zeigen, ist der Einfluss der Verbundeigenschaften im NPL-Modell sehr stark ausgeprägt. Eine gesicherte Erklärung für dieses Verhalten ist noch nicht bekannt.

4.4.3 Schlussfolgerungen

Die Elastizitätstheorie unterschätzt die Erstrisslast, da sie die rissunterdrückende Wirkung nicht berücksichtigen kann. Sie liefert daher – vor allem bei höheren Faservolumengehalten – für die Erstrisslast nur eine untere Schranke. Die Berücksichtigung der Packungsdichte η_p beim Elastizitätsmodul des Verbundwerkstoffes ist formal der richtige Schritt, zeigt aber vor allem gegenüber dem Streubereich der experimentell ermittelten Werte einen vernachlässigbaren Einfluss auf das Ergebnis.

Bruchmechanische Konzepte sind in der Lage, den Effekt der Rissunterdrückung zu erfassen und grundsätzlich für die Beschreibung der Erstrisslast zu empfehlen. Bisher konnte jedoch noch nicht abschließend geklärt werden, welches der aufgeführten Modelle die beste Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen zeigt. Insbesondere die Modelle von ROMUALDI & BATSON sowie von KORCZYNSKYI ET AL. sind sehr komplex und erfordern aufwändige numerische Lösungsverfahren, so dass sie im Rahmen dieser Arbeit nicht geprüft werden konnten.

Es ist zu bedenken, dass alle Modelle von über den Querschnitt gleichmäßig verteilten, kompakten, kreisrunden Fasern ausgehen. Die gleichmäßige Verteilung ist im vorliegenden Fall nur teilweise gewährleistet. Statt kreisrunder, kompakter Querschnitte haben die verwendeten Multifilamentgarne jedoch teilweise außerordentlich komplexe Querschnittsformen und bestehen aus mehreren hundert Einzelfasern. Da sich nicht alle Filamente eines Rovings gleichermaßen an der Überbrückung des Risses beteiligen, liefern die bisherigen bruchmechanischen Modelle vermutlich einen zu hohen Wert. Andererseits stellen das ACK-Modell und das NPL-Modell auch für kompakte, kreisrunde Fasern nur eine untere Schranke für die rissunterdrückende Wirkung dar. Hier ist also noch reichlich Forschungsbedarf vorhanden.

4.5 Mehrfache Rissbildung (Zustand IIa)

4.5.1 Stand des Wissens

Der Bereich, in dem die Rissbildung stattfindet, wird als Zustand IIa bezeichnet. Nach der Entstehung des ersten Risses wird die Kraft zwischen den Rissufern nur noch durch die Fasern übertragen. Sind die Fasern in der Lage, einer weiteren Laststeigerung standzuhalten, so sind bei der Verwendung von Endlosfasern die Voraussetzungen für den nachfolgenden Prozess der mehrfachen Rissbildung (engl.: multiple cracking) gegeben.

Durch die zufällige Verteilung der Betonzugfestigkeit verläuft die Spannungs-Dehnungs-Linie abweichend von der Horizontalen mit einem geringen Anstieg. Da dieser Verlauf an das Fließen, z. B. von Stahl, erinnert, wird das Material in diesem Zustand auch als pseudoplastisch (engl.: pseudo plastic) bezeichnet. Während der Rissbildung entstehen entsprechend viele, etwa gleich lange Abschnitte der Matrix. Der Prozess der Rissbildung

ist sehr wichtig, da hier die Zähigkeit des Materials begründet ist. Die Rissbreiten haben weiterhin Auswirkungen auf die Gebrauchstauglichkeit.

Die erste analytische Beschreibung der mehrfachen Rissbildung von faserbewehrtem Beton geht auf AVESTON, COOPER und KELLY (ACK-Modell) zurück [110]. Sie basiert auf der Annahme einer konstanten Schubspannung durch Reibung für den Verbund zwischen Faser und Matrix und ist im Anhang E.2 vollständig beschrieben.

AVESTON und KELLY haben eine weitere Beschreibung auf der Annahme von reinem elastischem Verbund entwickelt (AK-Modell) [111]. Das heißt, die Dehnungen von Faser und Matrix sind am Interface identisch. Der Verbund zwischen Faser und Matrix wird also nicht zerstört.

AVESTON und KELLY haben mit diesem Modell gezeigt, dass der Verbund bei Verwendung von Carbon, Stahl bzw. Glasfasern nur intakt bleiben kann, wenn der Faservolumengehalt 30, 38 bzw. 50 % überschreitet. Diese Fasergehalte sind jedoch weit jenseits des praktisch üblichen Bereiches. Deshalb ist es sehr unwahrscheinlich, dass reiner elastischer Verbund an der Faser-Matrix-Grenzfläche vorherrscht. Sie empfehlen daher die Entwicklung von Modellen für den Verbund, die eine Kombination von Reibung und elastischem Verbund berücksichtigen.

Nach dem ACK-Modell [110] ist die Bedingung für mehrfache Rissbildung bzw. den kritischen Fasergehalt durch die Ungleichung

$$\sigma_{fu} V_{f,crit} > E_m \varepsilon_{mu} V_m + E_f \varepsilon_{mu} V_f \quad (4.11)$$

bzw.

$$\sigma_{fu} V_{f,crit} > E_c \varepsilon_{mu} \quad (4.12)$$

gegeben [45]. Das entspricht dem Rissbildungskriterium der Elastizitätstheorie. Der rechte Term der Gleichung ist die Erstrisslast. Das ist eine sehr starke Vereinfachung, die aus folgenden Gründen nicht mit dem Verhalten des Verbundwerkstoffes in der Praxis übereinstimmt:

- Die Bruchdehnung der Matrix wird als fester Wert angenommen. In Wirklichkeit ist die Bruchdehnung bzw. Zugfestigkeit der Matrix jedoch kein fester Wert. Die Risslasten gegen Ende der Rissbildung liegen deutlich über der Erstrisslast. Mit Gl. (4.12) wird der kritische Fasergehalt für eine mehrfache Rissbildung folglich unterschätzt.
- In Abschnitt 4.4 wurde bereits auf die rissunterdrückende Wirkung der Bewehrung eingegangen, die im ACK-Modell nicht berücksichtigt wird. Auch das führt zu einer Unterschätzung des kritischen Fasergehaltes für die mehrfache Rissbildung.

Der letzte Punkt kann berücksichtigt werden, indem die in Abschnitt 4.4 empfohlenen Modelle verwendet bzw. entwickelt werden, um die rissunterdrückende Wirkung der Fasern zu berücksichtigen. Das erstgenannte Problem kann gelöst werden, indem die

Streuung der Betonzugfestigkeiten berücksichtigt wird. Im Model-Code 90 (MC90) [126] wird empfohlen, die Risslast am Ende der Rissbildung als das 1,3-fache der Erstrisslast anzunehmen.

Auch die Bruchmechanik kann für die Beschreibung des Verhaltens nach der Rissbildung herangezogen werden. Nach BENTUR & MINDESS sind neben der Rissunterdrückung (Übergang Zustand I/Zustand I) die folgenden beiden Effekte von Interesse:

1. *Rissstabilisierung*: Nach dem Entstehen eines Risses verhindern die Fasern instabiles Risswachstum. Es wird zwischen Effekten auf beiden Seiten (vor und hinter) der Rissfront unterschieden.
2. *Faser-Matrix-Debonding*: Hier wird die Bruchmechanik für eine alternative Beschreibung des Verbundes zwischen Faser und Matrix gegenüber den Methoden auf der Basis von elastischem und Reibungsverbund verwendet. Der Verlust des elastischen Verbundes kann als fortschreitender Riss entlang der Faser-Matrix-Grenzfläche behandelt werden.

Einen Überblick über die verschiedenen Methoden geben BENTUR und MINDESS [19]. Eine aktuellere Zusammenstellung der Anwendung von Methoden der Bruchmechanik für Faserbetone findet sich bei LI & MAALEJ in [127, 128].

KORCZYNSKYI, HARRIS & MORLEY diskutieren in [124] ein Modell auf der Basis linear elastischer Bruchmechanik. Angenommen werden gleichmäßig verteilte, kompakte, kreisrunde Fasern, die einen in der Matrix vorhandenen Defekt überbrücken. Das Modell berücksichtigt die oben genannten Effekte Rissstabilisierung und Faser-Matrix-Debonding. Für das Kriterium der mehrfachen Rissbildung werden eine untere und zwei obere Schranken wie folgt angegeben:

1. Die den Riss überbrückenden Fasern haben höhere Dehnungen als die mittlere Dehnung des Verbundwerkstoffes. Mit steigender Fasermenge steigt die Rissdehnung der Matrix an. Wenn in dem Moment, wo das Risswachstum instabil wird, die Bruchdehnung der Faser erreicht wird, versagt der Verbundwerkstoff durch einen Einzelriss. Auch wenn die Bruchdehnung der zentralen rissüberbrückenden Fasern vor dem Einsetzen des kritischen Risswachstums erreicht wird, tritt ein Versagen durch Einzelriss auf. Beides wird als obere Grenze für die mehrfache Rissbildung bezeichnet.
2. Wenn die Bruchdehnung der Matrix durch die Erhöhung der Fasermenge so weit steigt, dass die Fasern die Risslast nicht tragen können, versagt der Verbundwerkstoff durch einen Einzelriss. Das kann als alternative obere Grenze für die mehrfache Rissbildung bezeichnet werden.
3. Wenn die Fasern die Risslast der (unbewehrten) Matrix nicht tragen können, ist die untere Schranke für die mehrfache Rissbildung erreicht.

Die untere Schranke wurde schon mehrfach in anderen Arbeiten als Kriterium genannt, z. B. in der ACK-Theorie, siehe Gl. (4.12). Die Grenzen 1 und 2 treten erst bei hohen Faservolumengehalten und stark ausgeprägter Rissunterdrückung auf.

4.5.2 Ergebnisse und Diskussion

In den Versuchskörpern bilden sich mit zunehmender Gesamtverformung nach und nach Risse in einem immer engeren Abstand. Der Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie ist in diesem Bereich sehr gering. Vor allem bei niedrigen Bewehrungsgraden zeigt sich der Zustand IIa als ein ausgeprägtes Plateau. Das heißt, die Dehnung nimmt zu, während die Spannung kaum bzw. nur sehr langsam wächst.

In Abhängigkeit vom Bewehrungsgrad konnten bei der Verwendung von Endlosfasern ausgeprägte Unterschiede für den Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIa festgestellt werden:

- Das Spannungs-Niveau während der Rissbildung steigt mit der Zunahme des Bewehrungsgrades.
- Die Länge des Plateaus (als Projektion auf die x -Achse) sinkt mit zunehmendem Bewehrungsgrad.
- Bei einem kleinen Rissabstand (hoher Faservolumengehalt bzw. guter Verbund) wird die Linie ruhiger, im Ideal nähert sie sich einer Geraden an. Bei sehr wenigen Rissen (geringer Faservolumengehalt bzw. schlechter Verbund) ist der Kurvenverlauf sehr unruhig, so dass die Annäherung durch eine Gerade schwer möglich ist bzw. subjektiv erfolgt. Dieser Effekt hängt in erster Linie von der Länge des Probekörpers bzw. des Messbereiches im Verhältnis zur Anzahl der Risse und der Steifigkeit des Versuchsaufbaus ab.

Bei einigen Versuchen – insbesondere solchen mit geringem Bewehrungsgrad – verläuft die Spannungs-Dehnungs-Linie nicht über den gesamten Abschnitt des Zustandes IIa mit einer konstanten Neigung. Vielmehr kann man zwei Abschnitte mit unterschiedlicher Neigung unterscheiden: Einen ersten mit flacherer Neigung der Kurve und einen zweiten Abschnitt mit einer stärkeren Neigung der Kurve (Bild 4.15). Mit steigendem Bewehrungsgrad zeichnet sich dieses Bild weniger deutlich. Bei hohen Bewehrungsgraden und hohen Feinheiten kann es nicht mehr nachgewiesen werden.

4.5.3 Schlussfolgerungen

Der kontinuierliche Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie wird mit der Streuung der Betonzugfestigkeiten begründet. Eine Einteilung des Zustandes IIa in zwei Abschnitte, wie sie sich nach dem OH-Modell ergibt, ist nur in den wenigsten Fällen erkennbar. Insbesondere bei niedrigen Bewehrungsgraden können die Abschnittsbildung und unterschiedliche Anstiege der Spannungs-Dehnungs-Linie beobachtet werden. In den meisten Fällen scheint dieses Merkmal der OH-Theorie durch die Streuung der Risslast überdeckt zu werden. Die Dehnung am Ende der Rissbildung wird von der Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen bestimmt und ist Thema des Abschnittes 4.7.

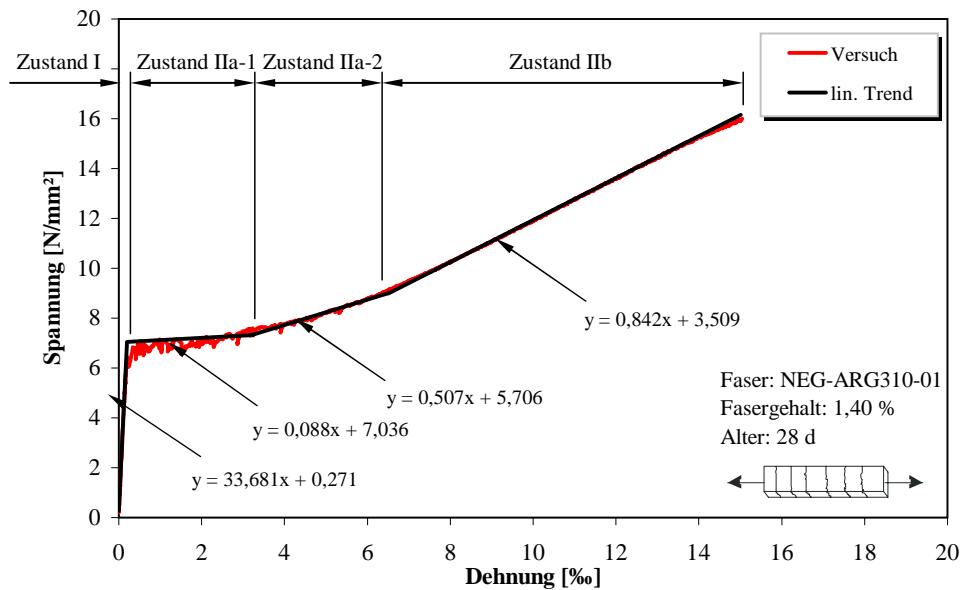


Bild 4.15: Beispiel für eine Spannungs-Dehnungs-Linie mit zwei ausgeprägten Abschnitten mit unterschiedlichem Anstieg innerhalb des Zustandes IIb (Serie B1-003, Probe 6 mit NEG-ARG310-01, $V_f = 1,40\%$)

4.6 Übergang Zustand IIa/IIb

4.6.1 Stand des Wissens

Der Übergang zwischen dem Zustand IIa (Rissbildung) und dem Zustand IIb (abgeschlossene Rissbildung) kennzeichnet das Ende der Rissbildung. Nach der ACK-Theorie liegt der Rissabstand⁶ zwischen x' und $2x'$ und die Dehnung des Verbundwerkstoffes am Ende der Rissbildung wird mit Gl. (E.9) ermittelt. Nach AVESTON & KELLY liegt der Rissabstand näher an x' als an $2x'$.

Nach AVESTON, MERCER & SILLWOOD [76] weist GALE auf die Analogie mit dem minimalen Abstand zwischen zufällig parkenden Autos der Länge x' auf einer gegebenen Länge hin, welcher nach statistischen Untersuchungen gleich $1,364 \pm 0,002 x'$ ist. Mit diesem Wert für den mittleren Rissabstand arbeiten auch OAKLEY & PROCTOR [103] sowie OHNO & HANNANT [113]. KIMBER & KEER [129] haben mit statistischen Methoden gezeigt, dass für große Längen in Verbundwerkstoffen der Rissabstand bei $1,337 x'$ liegt. Der MODEL-CODE 90 nennt in den Erläuterungen zum Rissbild einen Rissabstand von $4/3 = 1,333$ der Übertragungslänge (engl.: transmission length) [126]. Die Differenz zwischen den in den verschiedenen Quellen genannten Werten liegt bei maximal 2,33 % und führt damit nur zu marginalen Änderungen in Ergebnissen.

Der Übergang in den Zustand IIb findet mit steigendem Faservolumengehalt bei einer zunehmend geringeren Dehnung statt. Das ergibt sich aus allen theoretischen Modellen aufgrund der zunehmenden Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen. Das Spannungsniveau an der Grenze zum Ende der Rissbildung steigt absolut mit der Erhöhung des

⁶Bei Annahme einer konstanten Verbundspannung ist x' die Länge, die erforderlich ist, um durch die Verbundspannungen in der Matrix die Rissdehnung zu erreichen.

Faservolumengehaltes durch den Effekt der Rissunterdrückung. Der Anstieg der Spannung während der Rissbildung wird durch das Verhältnis der Spannung σ_{rn} am Ende der Rissbildung und der Spannung σ_{r1} beim Erstriss beschrieben. Bei der ACK-Theorie ist aufgrund der Annahme eines festen Wertes für die Betonzugfestigkeit $\sigma_{r1}/\sigma_{rn} = 1$. In Wirklichkeit streut die Betonzugfestigkeit und führt zu Werten $\sigma_{r1}/\sigma_{rn} > 1$. Im Model-Code 90 wird ein Wert von $\sigma_{r1}/\sigma_{rn} = 1,3$ empfohlen.

4.6.2 Ergebnisse und Diskussion

Nach der Entstehung des ersten Risses bildeten sich an den Dehnkörpern nach und nach weitere Risse bis zum Erreichen des abgeschlossenen Rissbildes. Augenscheinliche und akustische Beobachtungen während der Belastung belegen, dass die Rissbildung zu dem Zeitpunkt endet, der bei der Spannungs-Dehnungs-Linie den Übergang zwischen den Zuständen IIa und IIb markiert. Eine genauere Festlegung ist ohne weiteren Aufwand nicht möglich.

Untersuchungen mit der digitalen Fotogrammetrie (siehe Bild 3.37 auf Seite 107) bestätigen diese Beobachtungen. Sie zeigen weiterhin, dass die Rissbildung ein weitgehend kontinuierlicher Prozess ist, d. h. dass sich die Bildung von Rissen etwa gleichmäßig auf den zum Zustand IIa gehörigen Abschnitt der Spannungs-Dehnungs-Linie verteilt.

Bezieht man die Spannungen am Ende des Zustandes IIa auf die Spannungen zum Anfang des Zustandes IIa (Erstriss), so erhält man das in Bild 4.16 dargestellte Ergebnis. Der Wertebereich von σ_{r1}/σ_{rn} liegt zwischen 1,0 und etwa 1,5 und zeigt eine Abhängigkeit vom Faservolumengehalt. Insbesondere bei hohen Faservolumengehalten werden Werte über 1,3 erreicht.

Besonders deutlich wird das in Bild 4.19. Bei Faservolumengehalten bis ca. 2,5 % liegen die Werte für σ_{rn}/σ_{r1} im Bereich zwischen 1,0 und 1,2. Bei einer weiteren Steigerung des Faservolumengehaltes steigen die Werte für σ_{rn}/σ_{r1} auf 1,2 bis 1,5 an.

Unbekannt ist, welchen Einfluss die Abhängigkeit der Zugfestigkeit des Betons von der Dauer der Belastung auf den Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie hat. Beton zeigt unter Zugbeanspruchung schon bei kurzen Belastungszeiten eine spürbare Abhängigkeit der Festigkeit von der Dauer der Belastung (siehe Abschnitt 2.2.4). Der Bereich der Dehnungen, in dem die Proben im Zustand IIa bleiben, ist bei hohen Bewehrungsgraden kürzer als bei niedrigen. Aufgrund der Verformungssteuerung verweilen die Proben mit niedrigen Bewehrungsgraden entsprechend länger im Zustand IIa als Proben mit höheren Bewehrungsgraden. Unter Berücksichtigung der Abhängigkeit der Zugfestigkeit des Betons von der Dauer der Belastung ergeben sich folgende Schlussfolgerungen:

- **Niedriger Faservolumengehalt V_f**

Die Probe verharrt eine bestimmte Zeit im Zustand IIa. Entsprechend der Verteilung der Betonzugfestigkeit in der Probe findet die Rissbildung mit zunehmender Verformung statt. Bereiche mit niedrigerer Festigkeit reißen zuerst, Bereiche mit höherer Festigkeit entsprechend später. Das heißt, dass Bereiche höherer Festigkeit länger der Beanspruchung ausgesetzt sind als Bereiche geringerer Festigkeit. Durch

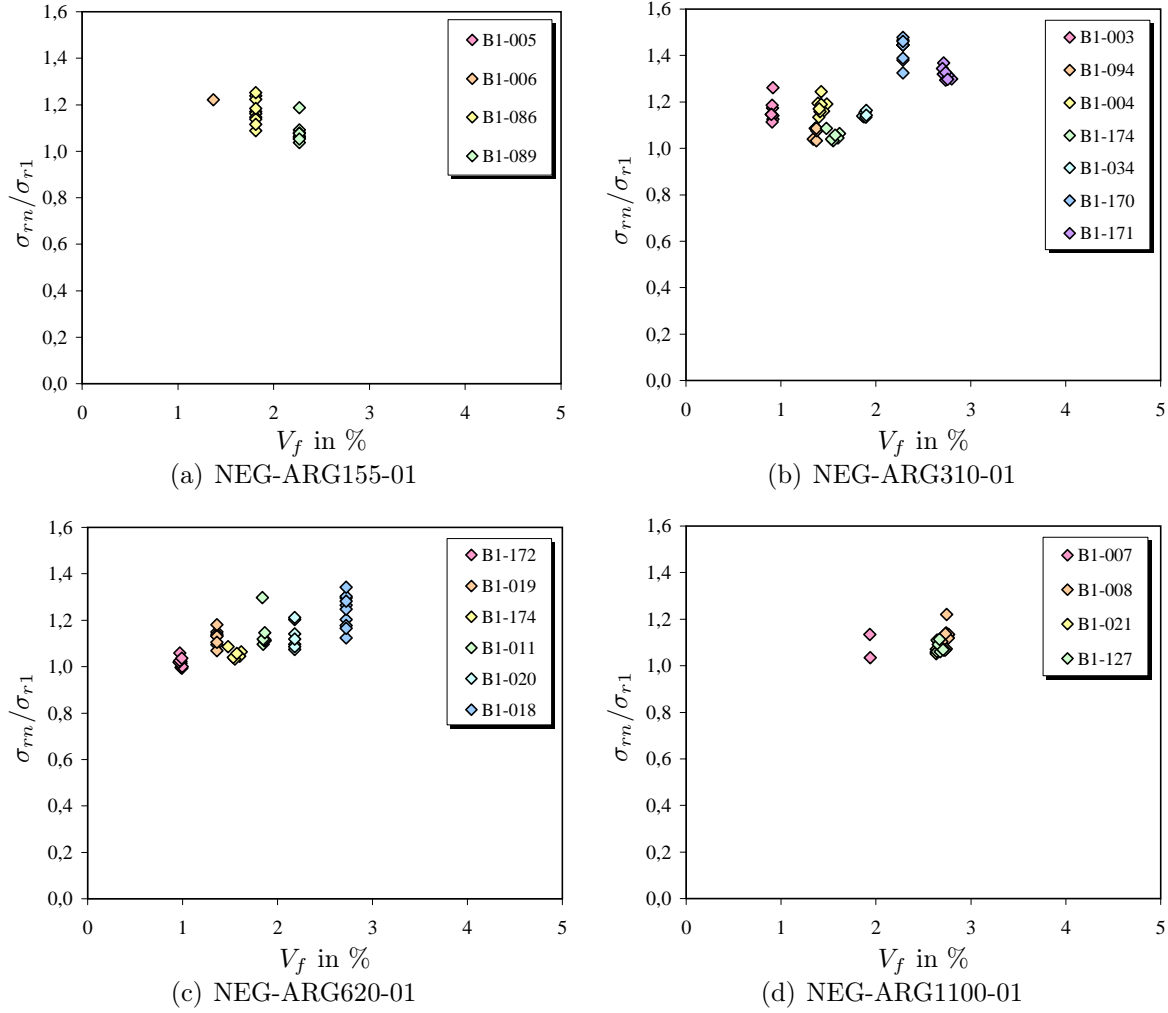


Bild 4.16: Verhältnis σ_{rn}/σ_{r1} für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern (NEG, 155 bis 1100 tex) und Faservolumengehalten aus unterschiedlichen Herstellungschargen

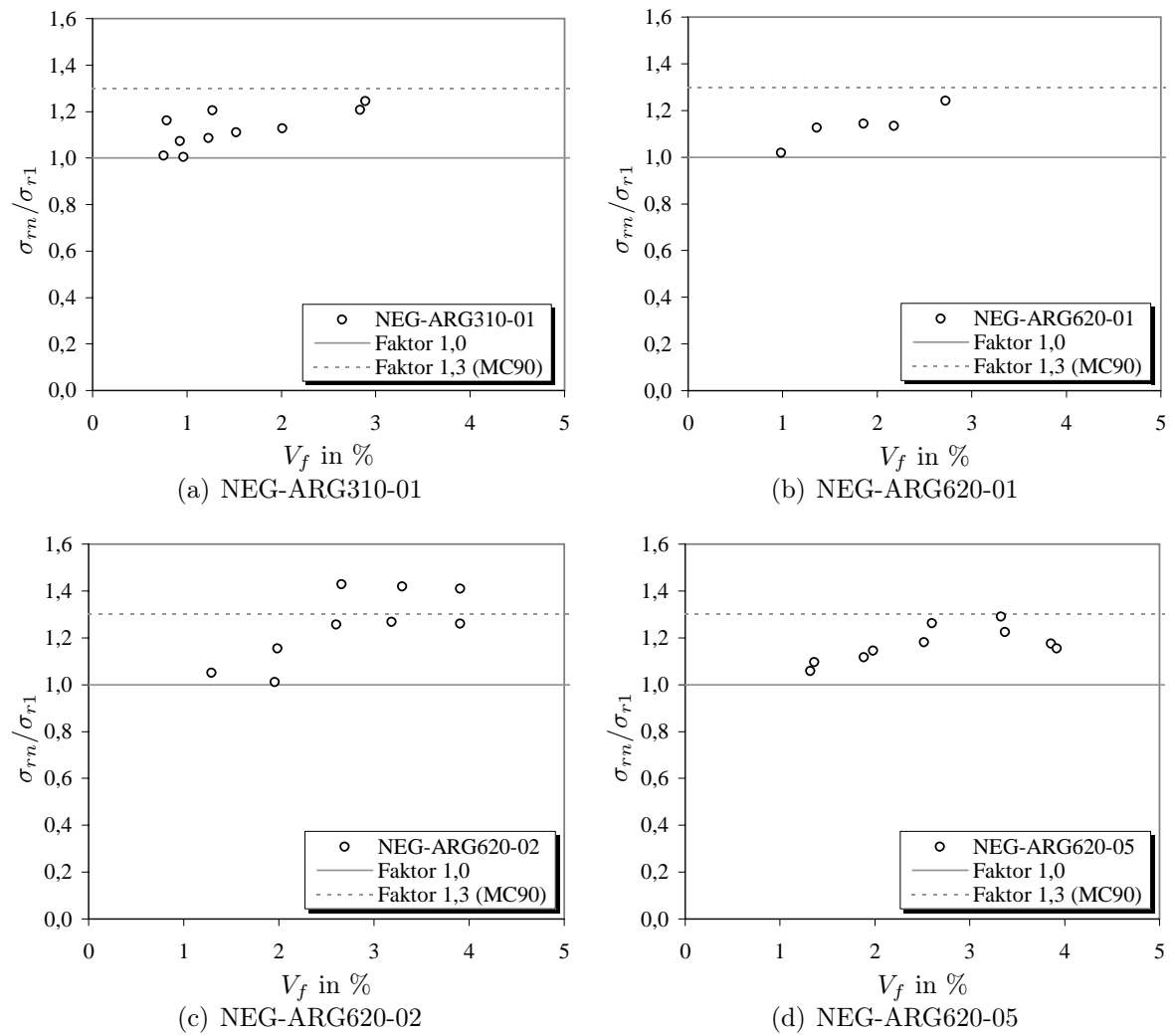


Bild 4.17: Verhältnis σ_{rm}/σ_{r1} für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern (NEG, 310 und 620 tex) und Faservolumengehalten jeweils einer Herstellungsladung

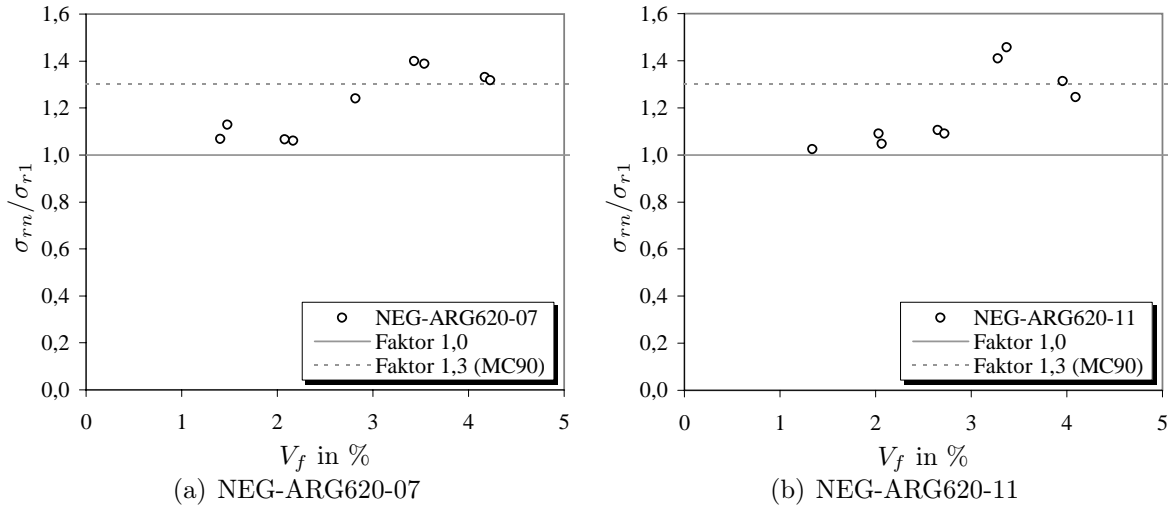


Bild 4.18: Verhältnis σ_{rn}/σ_{r1} für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern (NEG, 620 tex) und Faservolumengehalten jeweils einer Herstellungscharge

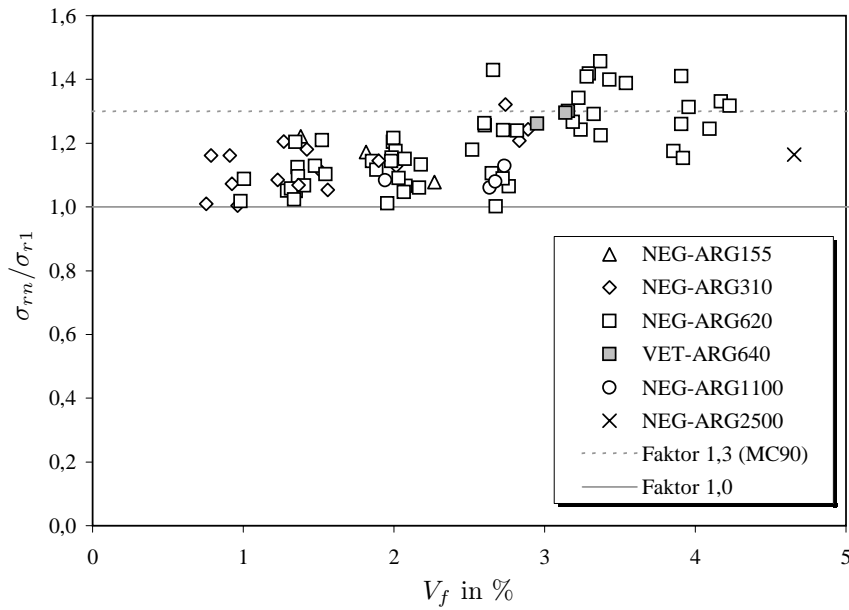


Bild 4.19: Verhältnis σ_{rn}/σ_{r1} für Dehnkörper im Zustand I für verschiedene Fasern und Faservolumengehalte

die Abhängigkeit der Zugfestigkeit von der Dauer der Belastung reißen die länger beanspruchten – an sich höherfesten Bereiche – bei zunehmend kleineren Beanspruchungen. Dies führt dazu, dass der Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIa geringer ausfällt als sich aus der Verteilung der (Kurzzeit)Zugfestigkeit entlang der Probe ergibt. Im Extremfall kann σ_{rn}/σ_{r1} den Wert 1 erreichen. Bild 4.19 zeigt, dass dieser Wert in der Tat von einigen Proben mit $V_f < 3\%$ erreicht wird, die Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIa also horizontal verläuft. Kleinere Werte als $\sigma_{rn}/\sigma_{r1} = 1$ können offensichtlich erst bei wesentlich kleineren Belastungsgeschwindigkeiten⁷ erreicht werden.

- **Hoher Faservolumengehalt V_f**

Die Probe verharrt bei höherem V_f eine kürzere Zeit im Zustand IIb als bei kleinem V_f . Die Zugfestigkeit höherfester Bereiche wird dadurch weniger stark reduziert als bei kleinerem V_f . Das führt gegenüber kleinem V_f zu zwei Unterschieden:

- Die Spannungs-Dehnungs-Linie zeigt im Zustand IIa einen steileren Anstieg, so dass sich in dem kürzeren Zeitraum, in dem die Probe im Zustand IIa verweilt, die Abhängigkeit der Zugfestigkeit von der Belastungsdauer nicht so stark auswirkt.
- Nach dem Verlassen des Zustandes IIa bleibt die Beanspruchung des Betons konstant, da voraussetzungsgemäß keine höheren Kräfte mehr über den Verbund eingeleitet werden können. Die Rissbildung wird aber weiterhin über einen vergleichbaren Zeitraum wie bei niedrigem V_f stattfinden. Diese Risse führen zu einem fließenden Verlauf des Überganges der Spannungs-Dehnungs-Linie zwischen Zustand IIa und IIb. Der Übergangsbereich wird praktisch ausgerundet.

4.6.3 Schlussfolgerungen

Je nach Umfang der zu berücksichtigenden Effekte zeichnen sich zwei Varianten für die Interpretation der Versuchsergebnisse ab:

- **Variante 1**

Aufgrund der Streuung der Festigkeiten des Betons sind nur Werte von $\sigma_{rn}/\sigma_{r1} > 1$ plausibel. Unter Berücksichtigung der Schwierigkeiten, bei hohen Faservolumengehalten einen ungestörten Zustand IIa nachzuweisen, werden die Versuchsergebnisse mit einem Wert von etwa $\sigma_{rn}/\sigma_{r1} = 1,1 \dots 1,2$ gut beschrieben.

- **Variante 2**

Interpretiert man die Überlappung der Übergangsbereiche am Anfang und Ende des Zustandes IIb als effektiv zu beschreibendes Materialverhalten, so ist auch ein

⁷Bei einzelnen Proben konnte beobachtet werden, dass das Spannungsniveau während der Rissbildung nach einem Maximalwert am Anfang wieder absinkt, um dann am Ende des Zustandes IIa bzw. im Übergangsbereich zwischen den Zuständen IIa und IIb wieder anzusteigen. Eine diesbezügliche Auswertung der Versuche wurde aber nicht durchgeführt.

mit dem Faservolumengehalt variabler Wert von σ_{rn}/σ_{r1} notwendig. Ein solches Verhalten ist darauf zurückzuführen, dass der Übergang zwischen zwei Zuständen aufgrund von Defekten in der Probe und Mängeln im Versuchsaufbau allmählich erfolgt.

Für die Modellierung mit einem theoretischen Modell sind die Effekte aus zufälligen Probendefekten und Mängeln im Versuchsaufbau zunächst von untergeordnetem Interesse. Aus diesem Grund wird Variante 1 bevorzugt für die Beschreibung der Versuchsergebnisse empfohlen. Aufgrund der oben aufgezeigten Einflüsse im Hinblick auf die Abhängigkeit der Zugfestigkeit von der Belastungsdauer ist es auch möglich, mit dem höheren Wert von $\sigma_{rn}/\sigma_{r1} = 1,3$ nach Model-Code 90 zu arbeiten.

4.7 Abgeschlossene Rissbildung (Zustand IIb)

4.7.1 Stand des Wissens

Das abgeschlossene Rissbild ist erreicht, wenn keine Risse mehr entstehen können. Das ist der Fall, wenn die Länge der entstandenen Segmente nicht mehr ausreicht, damit über die Verbundkräfte in der Matrix das Risskriterium erreicht werden kann. Bei der weiteren Belastung wird nur noch die Bewehrung gedehnt, im Beton ist kein Belastungszuwachs mehr zu verzeichnen. Dieser Abschnitt der Spannungs-Dehnungs-Linie wird als Zustand IIb bezeichnet.

Nach allen bisher bekannten theoretischen Modellen verläuft die Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIb mit dem gleichen Anstieg wie die Spannungs-Dehnungs-Linie der Bewehrung allein. Auch nach der ACK-Theorie verläuft der Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIb mit der Steifigkeit der eingebauten Bewehrung entsprechend $E_f V_f$ [110]. Nach der AK-Theorie ergibt sich tendenziell der gleiche Wert [111].

OHNO & HANNANT stellen in Zugversuchen mit einer Bewehrung aus fibrilliertem Polypropylen einen deutlich geringeren Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie fest und schlagen eine – nicht näher definierte – Abminderung des Faservolumengehaltes für den Zustand IIb vor [113].

Aufgrund der Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen (engl.: tension stiffening), durch die die Dehnung der Bewehrung behindert wird, ist die am Verbundwerkstoff ermittelte Dehnung geringer als die der Bewehrung allein. Das heißt, die Spannungs-Dehnungs-Linie verläuft im Zustand IIb parallel zur der der Bewehrung und ist dabei um einen Betrag ε_{ts} nach links verschoben.

Beim Stahlbeton wurde an Biegeversuchen mit glattem Stahl beobachtet, dass der Abstand zwischen der Spannungs-Dehnungs-Linie des Verbundwerkstoffes und der der Bewehrung nicht über den gesamten Bereich des Zustandes IIb konstant ist. Die Zugversteifung verringert sich mit steigender Belastung. RAO [130] zeigt in Auswertung von Versuchen aus DAfStb-Heft 38, dass sich die zugversteifende Wirkung bis zum Einsetzen des Fließens der Bewehrung durch einen linearen Verlauf bis Null gut beschreiben lässt.

Diese Abnahme der Zugversteifung wird mit einer zunehmenden Schädigung des Verbundes zwischen Stahl und Beton begründet. Es gibt aber auch Hinweise darauf, dass die Abnahme der Zugversteifung bei steigender Belastung abklingt. Das wird dann damit begründet, dass sich die Betonzähne auf den Rippen des Bewehrungsstahles abstützen und so zu einer höheren Verbundsteifigkeit führen.

HEGGER ET AL. haben in eigenen Untersuchungen an textilbewehrtem Beton festgestellt, dass die Steifigkeit der Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIb der Steifigkeit der eingebauten Bewehrung entspricht und interpretieren ihre Versuchsergebnisse als eine konstante zugversteifende Wirkung bis zum Erreichen des Bruchzustandes. Sie haben dabei die von AL-MASRI & WULFHORST ermittelten E-Moduln der Steifigkeit von Dehnkörpern im Zustand IIb gegenübergestellt und eine gute Übereinstimmung festgestellt. In Abschnitt 2.4.2.1 wurde erläutert, dass AL-MASRI & WULFHORST eine experimentelle Methode verwenden, die den tatsächlichen E-Modul unterschätzt. Beim Vergleich mit den E-Moduln von ABDKADER zeigen auch die Versuche von HEGGER ET AL. eine geringere Steifigkeit im Zustand IIb als $E_f V_f$.

4.7.2 Ergebnisse und Diskussion

Die experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Linien zeigen zum Ende des Zustandes IIa eine Zunahme des Anstieges der Spannungs-Dehnungs-Linie. Im anschließenden Zustand IIb verläuft die Kurve nahezu perfekt linear bis zum Versagen der Probe. Der Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie kann in diesem Bereich durch ein Polynom 1. Grades sehr gut beschrieben werden. Ein Vergleich des Anstieges der Spannungs-Dehnungs-Linie aus den experimentellen Untersuchungen mit dem oben genannten theoretischen Anstieg von $E_f V_f$ zeigt deutliche Unterschiede. In allen Fällen ist der Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie der geprüften Dehnkörper deutlich geringer als dieser theoretische Wert nach den klassischen Theorien (ACK, AK und OH).

Bild 4.20 zeigt eine Gegenüberstellung der Spannungs-Dehnungs-Linie eines Dehnkörpers mit einer Bewehrung aus Endlosfasern und eine von ABDKADER zur Verfügung gestellte Spannungs-Dehnungs-Linie der eingebauten Endlosfasern von einer separaten textilphysikalischen Prüfung nach Abschnitt 2.4. Zwei Phänomene sind zu erkennen:

1. Der Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie des Verbundwerkstoffes ist geringer als der Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie der Bewehrung.
2. Die Spannungs-Dehnungs-Linien von Verbundwerkstoff und Bewehrung schneiden sich. Das heißt, die Verformungen des Verbundwerkstoffes sind trotz der Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen größer als die der Bewehrung bei gleicher Beanspruchung.

Dieses Verhalten lässt sich mit den bekannten theoretischen Modellen nicht erklären.

Der Unterschied zwischen der Dehnsteifigkeit des Verbundwerkstoffes und der Bewehrung soll zunächst quantifiziert werden. Dazu wird der Anstieg m_3 aus dem für den

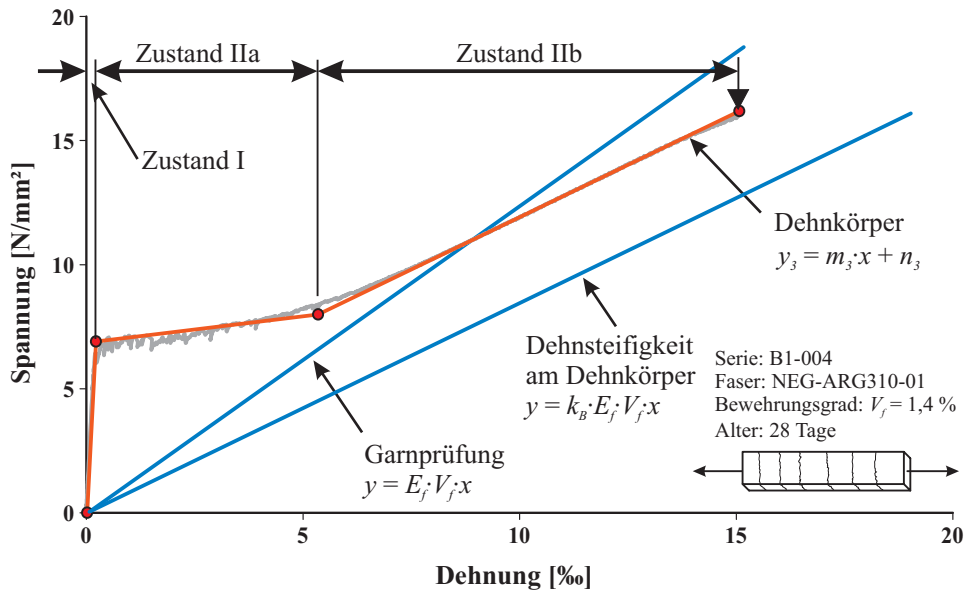


Bild 4.20: Spannungs-Dehnungs-Linie einer unidirektional bewehrten Probe und die Spannungs-Dehnungs-Linie der eingebauten Bewehrung aus der textilphysikalischen Prüfung

Zustand IIb ermittelten Polynom $y_3 = m_3 x + n_3$ zur Dehnsteifigkeit der Bewehrung $E_f V_f$ ins Verhältnis gesetzt:

$$k_B = \frac{m_3}{E_f V_f}. \quad (4.13)$$

Der Faktor k_B wurde für eine Vielzahl von Dehnkörperversuchen ermittelt und ist für einige Fasern in Bild 4.21 dargestellt. Dabei handelt es sich bei jeder Fasersorte um Probekörper aus verschiedenen Herstellungslagen. Im Vergleich mit den Auswertungen zu anderen Punkten der Spannungs-Dehnungs-Linie fällt auf, dass k_B weniger von der Betonierstreuung abhängig ist. Die Bilder 4.22 und 4.23 zeigen die ermittelten k_B für die Versuchsreihen, bei denen der Faservolumengehalt innerhalb einer Herstellungslage variiert wurde, um den Einfluss der Betonierstreuung zu vermeiden. Es zeigen sich folgende Zusammenhänge:

- k_B ist definitionsgemäß immer kleiner Eins,
- k_B steigt in den meisten Fällen mit dem Faservolumengehalt und
- k_B strebt in den meisten Fällen asymptotisch gegen einen bestimmten Wert.

Es stellt sich die Frage, weshalb diese Abhängigkeit in den Bildern 4.21 bis 4.23 nicht in allen Fällen festgestellt werden können. Dazu sei auf den Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie und das Verfahren zur Ermittlung von k_B verwiesen. Die Spannungs-Dehnungs-Linie zeigt im Übergangsbereich zwischen Zustand IIa (mehrfache Rissbildung) und Zustand IIb (abgeschlossene Rissbildung) meist keinen scharf begrenzten, sondern eher einen kontinuierlichen Übergang. Bei niedrigen Bewehrungsgraden ist der Abschnitt IIb kürzer als bei hohen Bewehrungsgraden. Das führt zu zwei Problemen:

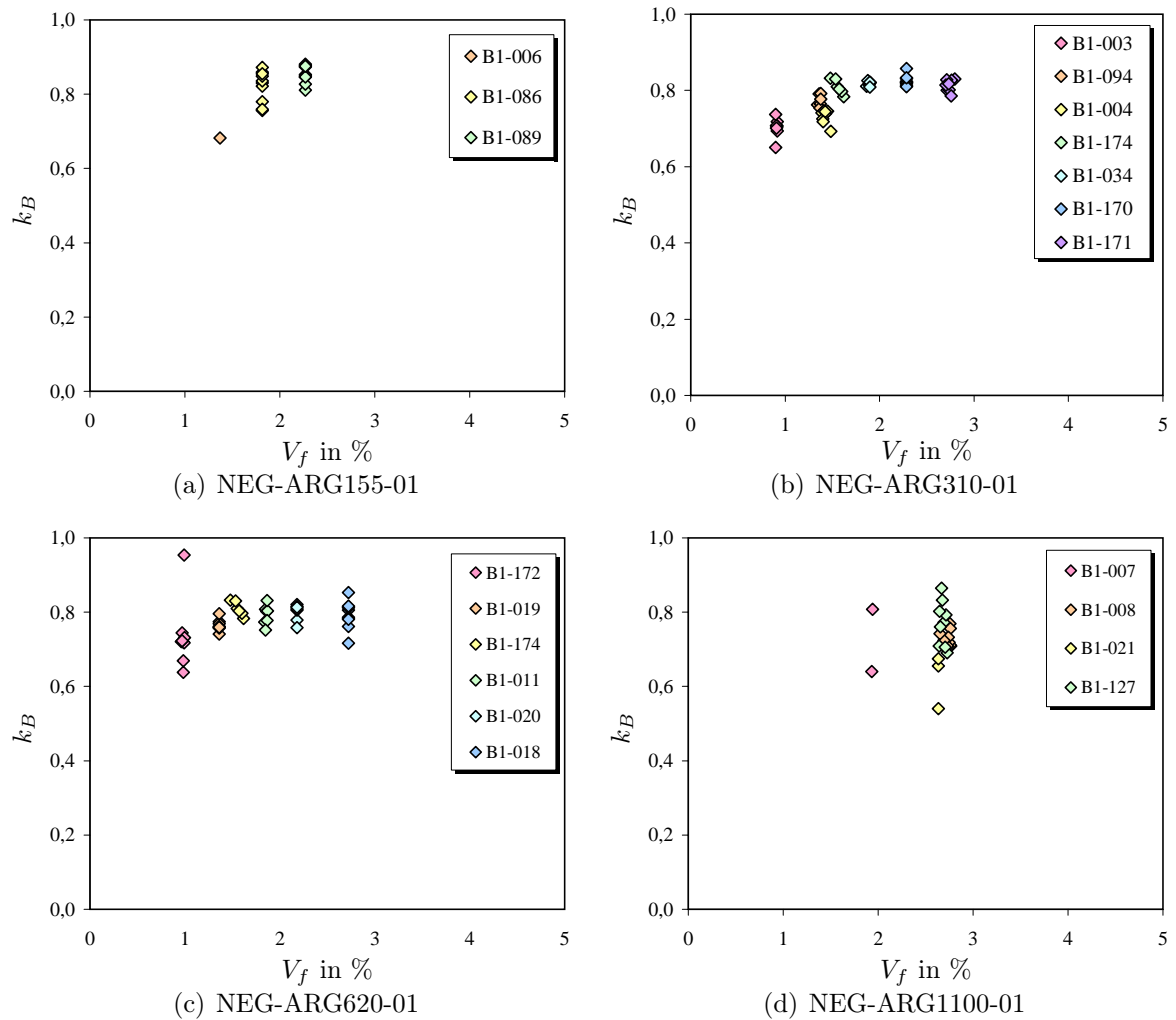


Bild 4.21: Beiwert k_B für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern (NEG, 155 bis 1100 tex) und Faservolumengehalten aus unterschiedlichen Herstellungschargen

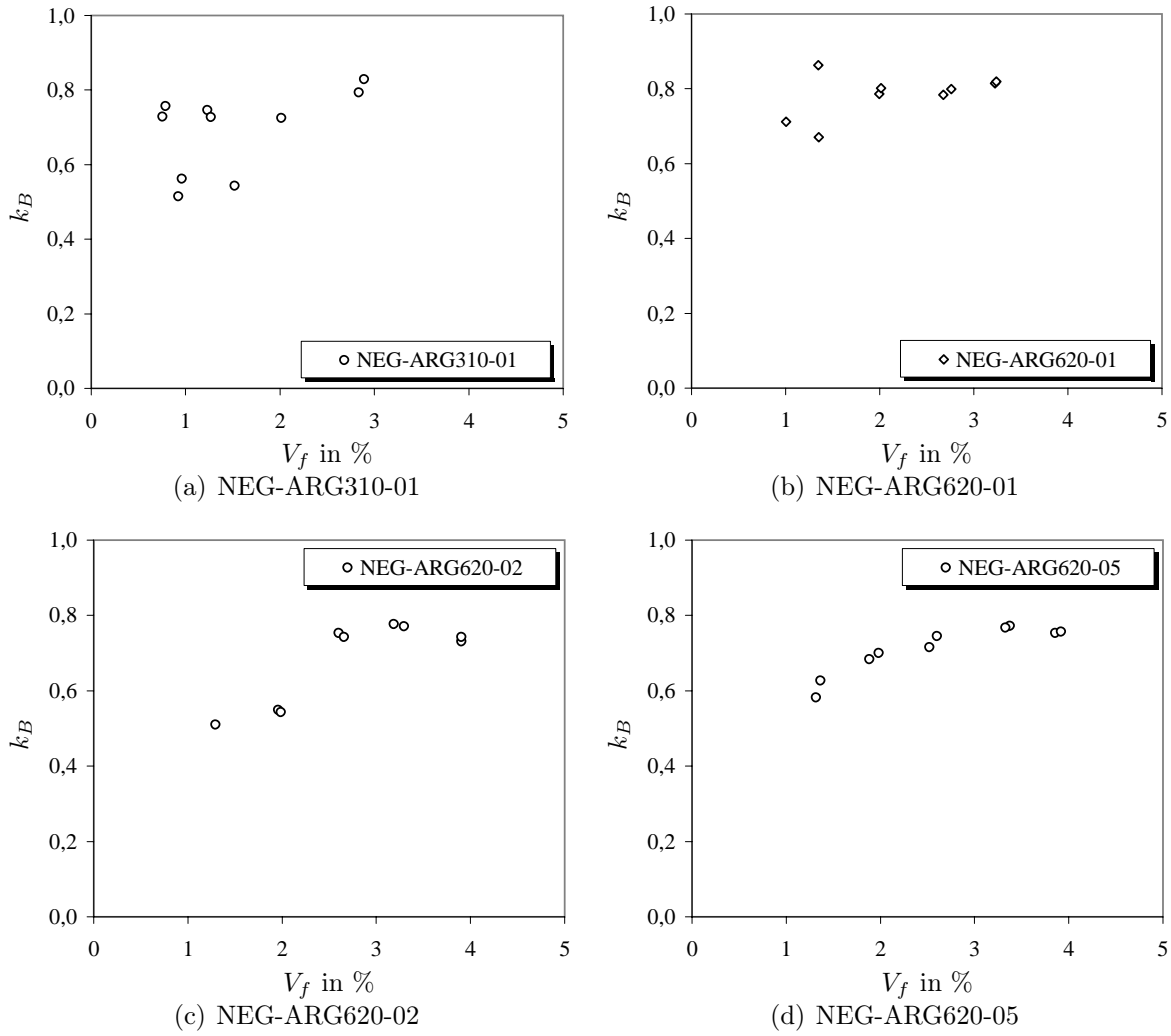


Bild 4.22: Beiwert k_B für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern (NEG, 310 und 620 tex) und Faservolumengehalten jeweils einer Herstellungscharge

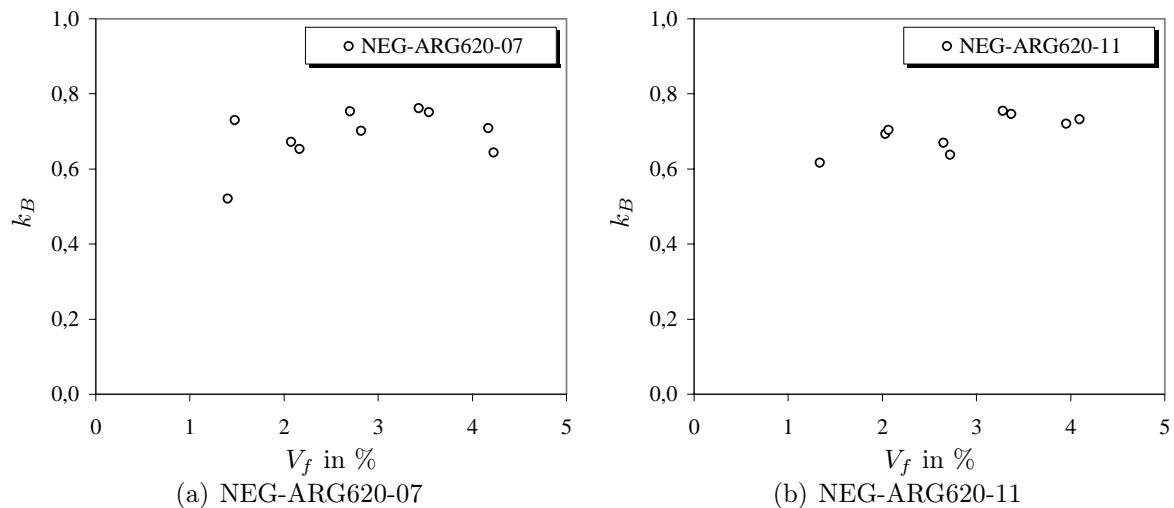


Bild 4.23: Beiwert k_B für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern (NEG, 620 tex) und Faservolumengehalten jeweils einer Herstellungsladung

1. Es ist schlecht erkennbar, welcher Abschnitt der Spannungs-Dehnungs-Linie nach abgeschlossener Rissbildung dem ungestörten Zustand IIb entspricht⁸.
2. Wegen 1. kann nicht geprüft werden, ob der ermittelte Wert für k_B den ungestörten Bereich IIb beschreibt oder noch Teile des Überganges zwischen IIa und IIb. Die ermittelten k_B können deshalb insbesondere bei niedrigen Faservolumengehalten fehlerhaft bzw. zu klein sein.

In den Bildern 4.21 bis 4.23 ist bis auf wenige Ausnahmen (NEG-ARG155-01 und NEG-ARG1100-01 in Bild 4.21) festzustellen, dass kleinere k_B immer nur für die zwei geringsten Faservolumengehalte ermittelt wurden. Bild 4.24 zeigt, dass es bei den beiden niedrigsten Faservolumengehalten nicht möglich ist, einen ungestörten Abschnitt IIb zu identifizieren. Lässt man die Werte dieser niedrigen Faservolumengehalte wegen der verfahrensbedingten Unsicherheiten beiseite und betrachtet allein die Ergebnisse für die höheren Faservolumengehalte, so lassen sich weitgehend konstante Werte für k_B feststellen. Die niedrigeren k_B -Werte bei geringeren Faservolumengehalten sind also vermutlich auf verfahrensbedingte Ursachen zurückzuführen.

⁸Es handelt sich um ein zweiseitiges Problem. Der ungestörte Zustand IIb wird unten und oben durch Stör- bzw. Übergangsbereiche flankiert. Zum Beginn des Zustandes IIb (unten) zeigen die Spannungs-Dehnungs-Linien keinen plötzlichen, sondern einen allmählichen Übergang von der Rissbildung zur abgeschlossenen Rissbildung. Bei einigen Proben zeigt die Spannungs-Dehnungs-Linie kurz vor dem Bruch eine abfallende Steifigkeit. Dieses Verhalten scheint aber zufällig, da es nicht in jedem Fall bei allen Proben einer Parameterkombination beobachtet werden kann.

Bei hohen Bewehrungsgraden verbleibt zwischen den Übergangsbereichen an den beiden Enden des Zustandes IIb ein ausreichend langer – schon augenscheinlich als ungestörter Zustand IIb erkennbarer – Abschnitt der Spannungs-Dehnungs-Linie. Hier kann k_B mit ausreichendem Abstand zu den gestörten Randbereichen des Zustandes IIb bestimmt werden.

Mit sinkendem Faservolumengehalt wird dieser ungestörte Abschnitt immer kürzer. Schließlich können sich die gestörten Bereiche berühren oder sogar überlappen. In diesem Fall kann kein k_B ermittelt werden, da kein ungestörter Bereich IIb vorliegt. Da dieses nicht geprüft werden kann, sind die ermittelten k_B bei kleinen Faservolumengehalten möglicherweise zu klein bzw. fehlerhaft.

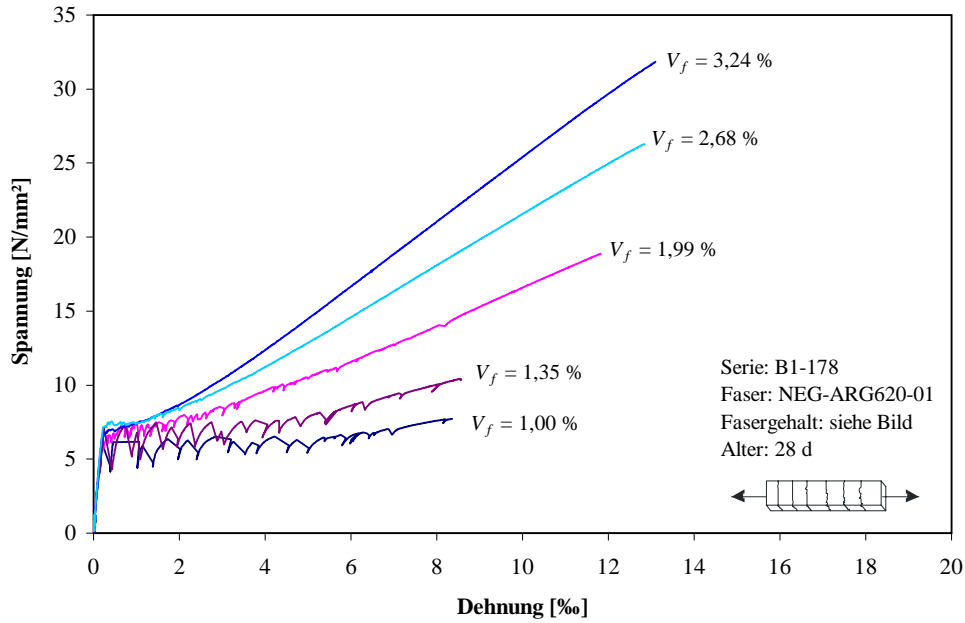


Bild 4.24: Spannungs-Dehnungs-Linien bei verschiedenen Faservolumengehalten am Beispiel des Garnes NEG-ARG620-01

Es stellt sich die Frage, ob noch andere Ursachen für eine Abhängigkeit des Bündelfaktors k_B vom Faservolumengehalt eine Rolle spielen könnten. Dazu sollen im Folgenden die Beanspruchungen in den Fasern unmittelbar nach der Rissbildung betrachtet werden. Bild 4.25 zeigt Spannungs-Dehnungs-Linien von Dehnkörpern, wobei auf der y -Achse die Spannungen in den Fasern dargestellt sind. In dieser Darstellung wird deutlich, dass die Belastung der Fasern bei niedrigeren Faservolumengehalten während der Rissbildung deutlich höher ist als bei hohen Bewehrungsgraden. Beispielsweise werden die Fasern bei 1 Vol.-% nach der Rissbildung mit etwa 600 N/mm^2 beansprucht, während bei einem Faservolumengehalt von 3,24 % die Spannung in den Fasern nach der Rissbildung nur etwas mehr als 200 N/mm^2 beträgt. Denkbar wäre, dass aufgrund der höheren Belastung ein größerer Anteil Filamente versagt und in der Folge ein niedrigeres k_B ermittelt wird. Dann müssten aber die Proben mit höheren Faservolumengehalten bei einem vergleichbaren Spannungs-Niveau in den Fasern ebenfalls davon betroffen sein. Das heißt, bei höheren Faservolumengehalten würden sich bei vergleichbarem Spannungs-Niveau in den Fasern vergleichbare k_B einstellen. Ein solches Verhalten konnte aber nicht beobachtet werden. Im Gegenteil: Die Proben mit höherem Faservolumengehalt zeigen einen ausgesprochen langen ungestörten Bereich IIb mit perfekt linearem Verlauf. Es konnte nicht festgestellt werden, dass sich die Neigung der Spannungs-Dehnungs-Linie in Abhängigkeit des Belastungsniveaus ändert.

In Übereinstimmung mit dem bereits in Abschnitt 4.7.1 erwähnten Vorschlag von OHNO & HANNANT [113] wird der Faktor k_B als eine Abminderung des Faservolumengehaltes interpretiert. OHNO hatte mit seinem Modell nachgewiesen, dass die Randfasern am Übergang zum Zustand IIb so hoch belastet sind, dass sie versagt haben müssen [96]. Er führt das mit dem in Anhang E.4 dargestellten Theorie auf die ungleichförmige Dehnungsverteilung innerhalb des Garnquerschnittes zurück und schlägt vor, die im Versuch reduzierte Steifigkeit als Reduzierung des wirksamen Fasergehaltes zu interpretieren.

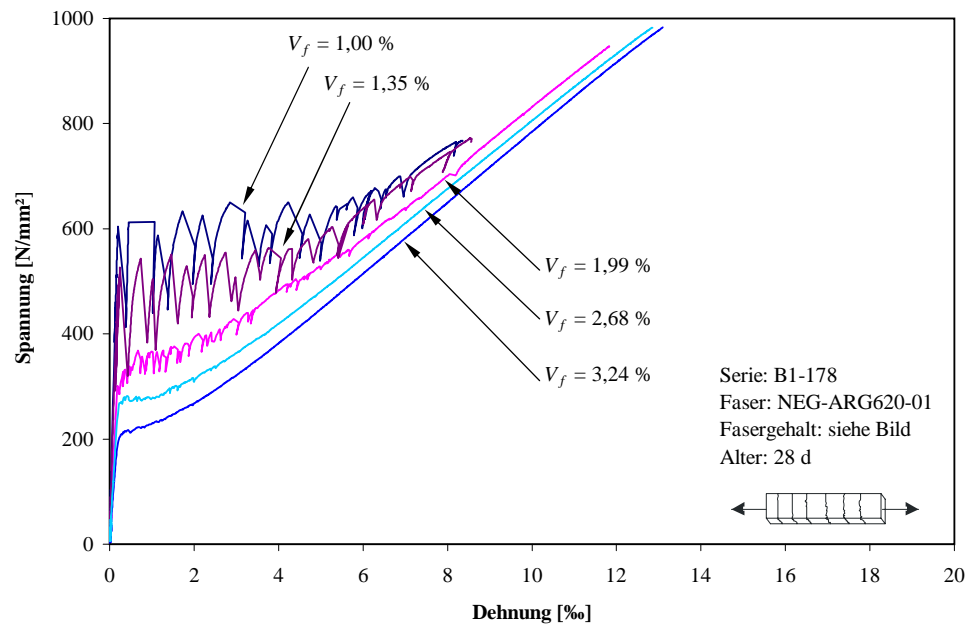


Bild 4.25: Spannungs-Dehnungs-Diagramm mit der Faserquerschnittsfläche als Bezugswert zeigt unterschiedliches Belastungsniveau der Fasern während der Rissbildung

Folglich soll k_B den Anteil der im Zustand IIb noch wirksamen Fasern beschreiben und $1 - k_B$ dem Anteil der Fasern entsprechen, die bereits versagt haben. Für die Gültigkeit dieser Hypothese sprechen mehrere Indizien:

- Die Spannungs-Dehnungs-Linie verläuft im Zustand IIb nahezu perfekt gerade (siehe beispielsweise Bild 4.20 und 4.24 bzw. 4.25). Daraus lässt sich ableiten, dass es in diesem Bereich zu keinem Versagen einer nennenswerten Anzahl von Filamenten kommt, denn das würde sich in einer Verringerung des Anstieges der Spannungs-Dehnungs-Linie bemerkbar machen. Die in manchen Fällen sichtbare Krümmung unmittelbar vor Erreichen des Bruchzustandes kann aufgrund der akustischen Beobachtungen während der Versuche zweifelsfrei mit dem massiven Versagen von Filamenten in Verbindung gebracht werden.
- Der Wert $1 - k_B$ und der bei den Dünnschliffuntersuchungen beobachteten Anteil der Randfasern stehen möglicherweise in einem direkten Zusammenhang. Für Rovings mit einem kleineren Verhältnis von Umfang U zu Querschnittsfläche A wurde tendenziell ein größerer Wert für k_B ermittelt. Die Menge der Randfilamente und der Anteil Filamente, denen ein Versagen zugeordnet wird, korrelieren augenscheinlich.
- Ein starkes Indiz ist auch der Umstand, dass die Spannungs-Dehnungs-Linie des Verbundwerkstoffes die Spannungs-Dehnungs-Linie des Garnes schneidet (siehe Bild 4.20). Das heißt, der Verbundwerkstoff erreicht bei Spannungen oberhalb des Schnittpunktes größere Verformungen als die Bewehrungsfaser allein. Dieses Verhalten lässt sich nach dem Verständnis des Verfassers physikalisch nur durch zwei Effekte erklären:

1. Durch die Verringerung der wirksamen Querschnittsfläche der Bewehrung auf $k_B A_f$ sinkt die Dehnsteifigkeit auf $k_B A_f E_f$ und bei gleicher Belastung stellen sich entsprechend größere Dehnungen ein, denn es gilt $\varepsilon = F/(k_B A_f E_f)$.
2. Eine größere Verformung kann möglicherweise auch auftreten, wenn die Fasern bei Belastungsbeginn nicht geradlinig ausgerichtet sind. In einem solchen Fall ist aber zu erwarten, dass schon der Schnittpunkt zwischen Zustand IIa und IIb in Bild 4.20 rechts von der Spannungs-Dehnungs-Linie der Bewehrungsfaser liegt, denn das Ausrichten der Fasern findet bekanntlich bei sehr geringen Kräften statt. Auch lässt sich durch den Effekt des Geradeziehens das Defizit der Dehnsteifigkeit nicht erklären. Eine mögliche Welligkeit der Fasern kann also als Ursache ausgeschlossen werden.

Zur Absicherung dieser Hypothese wurden Vergleichsversuche an monolithischen Fasern durchgeführt. Als solche wurden Drahtgitter aus Edelstahl verwendet. In den Gittern liegen die beiden Bewehrungslagen gestreckt vor und sind an den Kreuzungsstellen miteinander verschweißt. Bild 4.26 zeigt die Spannungs-Dehnungs-Linien einiger Dehnkörper. Zum Vergleich sind die in der textilphysikalischen Prüfung ermittelten Spannungs-Dehnungs-Linien von zwei einzelnen, aus dem Gitter herauspräparierten Drähten eingetragen⁹. Die Spannungs-Dehnungs-Linien der Dehnkörper zeigen das bekannte Verhalten mit den Zuständen I, IIa und IIb. Da es sich bei den Drähten um einen Werkstoff mit plastischen Eigenschaften handelt, ist auch ein Zustand III vorhanden. Es ist zweifelsfrei erkennbar, dass bei diesen Versuchen keine Differenz zwischen der Steifigkeit der Dehnkörper im Zustand IIb und der Steifigkeit der Bewehrung feststellbar ist. Anzumerken ist, dass sowohl die Dehnkörperversuche als auch die textilphysikalischen Untersuchungen mit genau den gleichen Versuchsaufbauten durchgeführt wurden, wie alle anderen Versuche mit Filamentgarnen. Damit kann nach Ansicht des Verfassers etwaige Kritik an der Versuchsdurchführung ausgeräumt werden.

Das Versagen eines Teils der Filamente ermöglicht die widerspruchsfreie Erklärung des Verhaltens der Dehnkörper im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung. Wenn ein Teil der Fasern bereits versagt hat, bedeutet das aber auch, dass er sich an der Lastabtragung nicht mehr beteiligen kann. Konsequenter sollte dieser Umstand bei der Beurteilung des Bruchzustandes berücksichtigt werden, siehe Abschnitt 4.8. Aus diesem Zusammenhang können aber auch wertvolle Hinweise für die Optimierung des Materials abgeleitet werden. So erscheint es zum Beispiel sinnvoll, die Verbundeigenschaften so zu gestalten, dass nicht ein Teil der Filamente eines Bündels frühzeitig versagt, sondern dass sich möglichst viele Filamente eines Bündels an der Lastabtragung bis zum Bruch beteiligen. Mit anderen Worten: Das Versagen eines Teils der Filamente deutet auf sehr große Unterschiede der Beanspruchung der Filamente eines Bündels hin. Das Ideal wäre jedoch ein Faserbündel, bei dem alle Filamente der gleichen Beanspruchung ausgesetzt sind, da jede Abweichung davon zu einer geringeren Festigkeit führt. Ausführliche Hinweise zu Optimierungskriterien von textilbewehrtem Beton behandelt Abschnitt 7.

⁹Die y -Achse wurde für die Spannungs-Dehnungs-Linien der Drähte entsprechend dem in den Proben eingebauten Bewehrungsgehalt skaliert. Dazu wurde die im Dehnkörper tatsächlich vorhandene Anzahl Drähte ausgezählt.

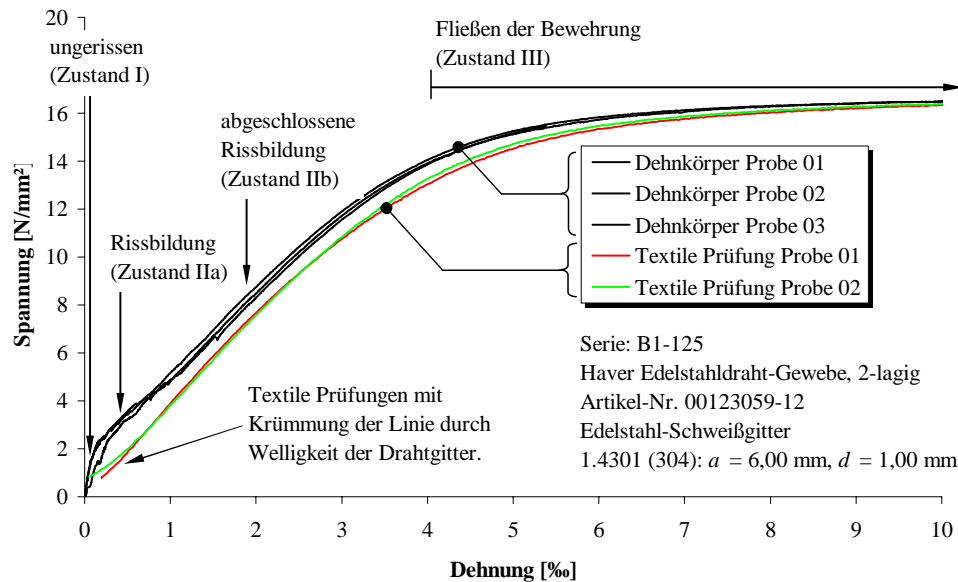


Bild 4.26: Spannungs-Dehnungs-Linien von Dehnkörpern mit kompakter Bewehrung aus Monofilamenten (Stahldrähten) und Vergleich mit der Spannungs-Dehnungs-Linie der Bewehrung aus textilphysikalischer Prüfung (nach ABDKADER)

Ein weiteres Merkmal der Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIb ist die Zugversteifung. Man spricht auch von der Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen (engl. tension stiffening). Durch diesen Effekt wird die Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIb um ε_{ts} nach links parallel verschoben. Durch die Mitwirkung des Betons sind die Verformungen des Verbundwerkstoffes kleiner als die der Bewehrung allein. In den Bildern 4.27 und 4.28 ist die Dehnung ε_{ts} aufgetragen. Sie kann aus dem Schnittpunkt der Geraden aus der Linearisierung des Zustandes IIb mit der x -Achse direkt abgelesen werden. Die Bilder zeigen mit abnehmendem Faservolumengehalt erwartungsgemäß eine ansteigende Mitwirkung des Betons.

Auf der Basis des Bündelfaktors k_B wird in Abschnitt 6.2.3 das ACK-Modell so modifiziert, dass der wirksame Faseranteil nach Abschluss der Rissbildung berücksichtigt werden kann. Die mit diesem Modell vorhergesagten ε_{ts} sind in den Diagrammen ebenfalls dargestellt. Tendenziell überschätzt das Modell den Effekt der Zugversteifung durch den Beton. Als mögliche Ursachen werden im Abschnitt 6.2.3 die Welligkeit der Garne und die starke Vereinfachung durch das Modell genannt. Eine abschließende Klärung ist mit den vorliegenden Informationen nicht möglich.

4.7.3 Schlussfolgerungen

Die großen Abweichungen zwischen der Steifigkeit des Verbundwerkstoffes und der Steifigkeit der eingebauten Bewehrung im Zustand IIb können mit dem Versagen der Randfilamente widerspruchsfrei begründet werden. Aufgrund der Größe der Steifigkeitsdifferenz (in den meisten Fällen $\geq 20\%$) scheint es geboten, diese bei der Modellierung zu berücksichtigen. OHNO & HANNANT hatten bereits ähnliche Abweichungen festgestellt und eine Reduzierung der Steifigkeit der Fasern im Zustand IIb vorgeschlagen. Dieser

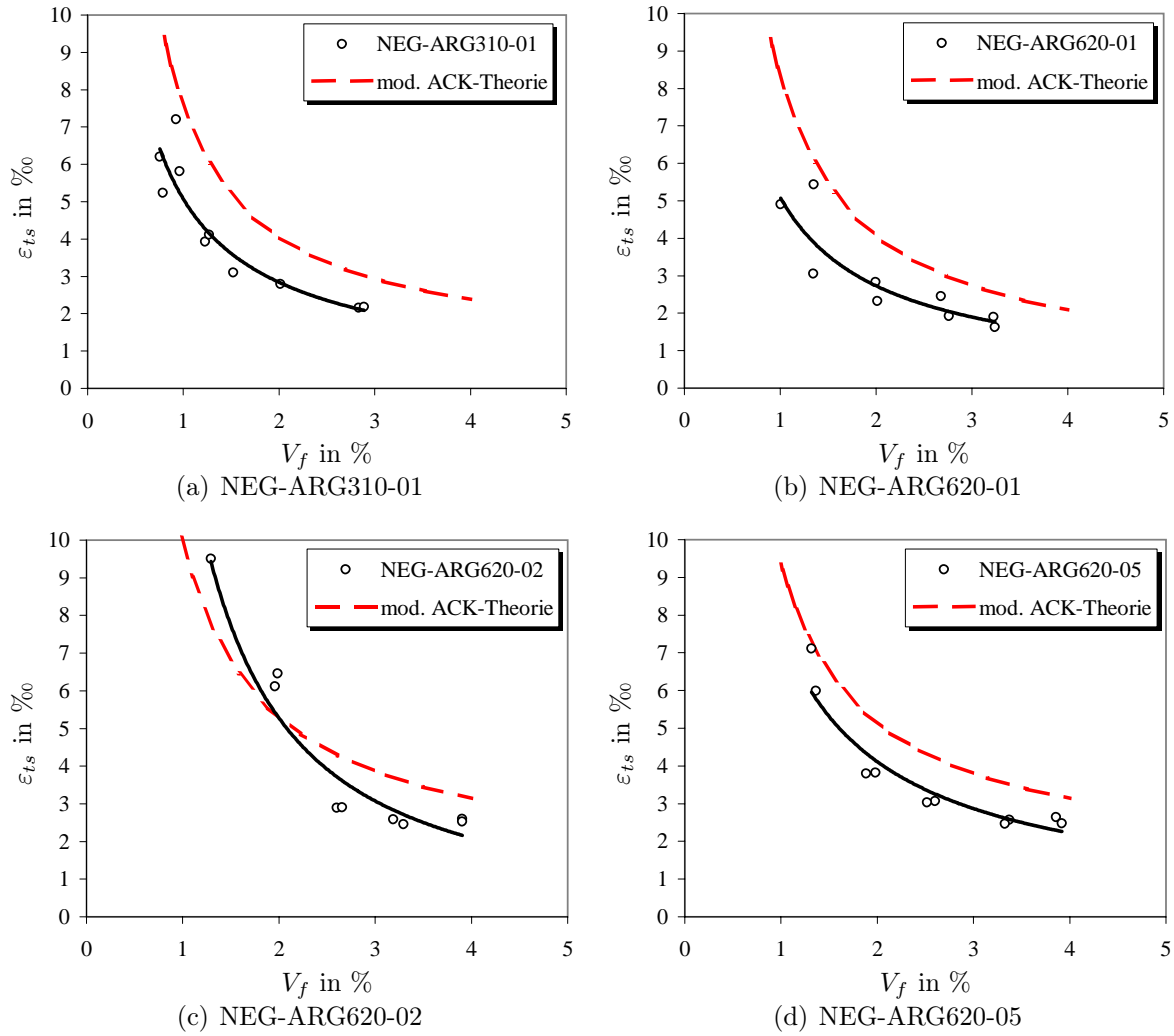


Bild 4.27: Zugversteifung ε_{ts} für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern (NEG, 310 und 620 tex) und Faservolumengehalten jeweils einer Herstellungsladung

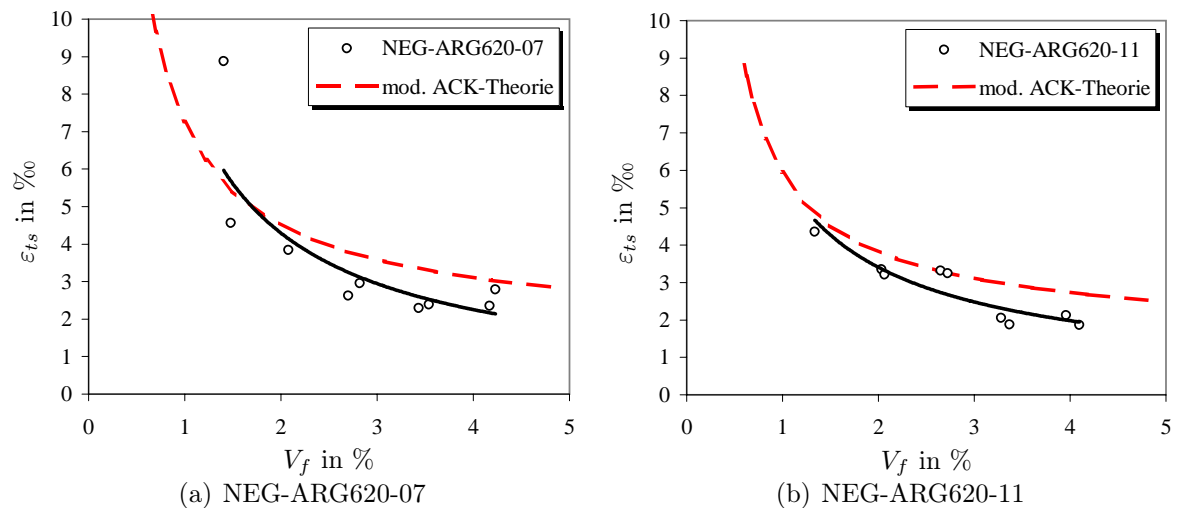


Bild 4.28: Beiwert ε_{ts} für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern (NEG, 620 tex) und Faservolumengehalten jeweils einer Herstellungsladung

Vorschlag wurde aufgegriffen und dahingehend präzisiert, dass die Abminderung auf die Faserfläche A_f beschränkt wird, da das Versagen von Filamenten als ursächlich nachgewiesen wurde. Eine Abminderung des E-Moduls führt zwar zum gleichen Effekt, die Abminderung von A_f ist aber konsistent mit der mechanischen Ursache.

Das Versagen von Filamenten in der Größenordnung von 20 % ist zwar eine interessante Erkenntnis, aber mit Rücksicht auf eine angestrebte hohe Tragfähigkeit kein gutes Ergebnis. Denn offensichtlich steht die Anzahl der intakten Filamente in direktem Zusammenhang mit der Tragfähigkeit des Verbundwerkstoffes.

Als Ursache für das Versagen der Randfilamente wurden von OHNO & HANNANT [113] die unterschiedlichen Dehnungen von Rand- und Kernfasern genannt. Zwei Gründe können als Ursache für diesen Effekt benannt werden:

- Die Kraft wird über den Verbund in das Garn eingeleitet. Diese von Außen einwirkende Schubkraft ist in Längsrichtung der Faser nicht konstant, sondern hat in der Nähe der lastzugewandten Seite ein Maximum. Auch innerhalb des Garnquerschnittes werden die Zugkräfte über den Verbund auf die weiter Innen liegenden Filamente übertragen. Das Verhältnis von Fasersteifigkeit und Verbundsteifigkeit bestimmt, wie schnell sich die Beanspruchungen gleichmäßig auf alle Fasern verteilen. In jedem Fall sind die Dehnungen in den Randfasern an der Stelle großer Schubbeanspruchungen von Außen (Lasteinleitung) größer als die weiter Innen liegender Filamente.
- Der vermutlich maßgebende Faktor bei (unbehandelten) AR-Glas Filamentgarnen ist das Auftreten des Schlupphänomens (siehe Abschnitt 4.1). Wenn an der Grenzfläche zwischen den Filamenten die Verbundspannungen ein bestimmtes Maß übersteigen, versagt die Grenzfläche. Das heißt, der elastische Verbund wird zerstört und die Filamente verschieben sich gegeneinander. Durch diesen Effekt entziehen sich die inneren Filamente der Lastabtragung und die Randfilamente werden aus Gründen des Gleichgewichtes entsprechend höher beansprucht.

Gegen den erstgenannten Effekt lässt sich nur begrenzt etwas tun, denn das Verhältnis zwischen Fasersteifigkeit und Verbundsteifigkeit lässt sich nicht beliebig gestalten. Weiterhin kann davon ausgegangen werden, dass bei üblichen Packungsdichten und intaktem elastischem Verbund innerhalb des Faserbündels die „Kleberschichten“ sehr dünn sind und mithin eine sehr hohe Schubsteifigkeit besitzen.

Es ergibt sich die Frage, ob sich das Filamentversagen im Zustand IIa vermeiden lässt. Die maßgebenden Dehnungsunterschiede sind sicher mit dem Auftreten des Schlupfphänomens verbunden und können vermutlich durch einen höher belastbaren elastischen Verbund zwischen den Filamenten vermieden werden. Hier ergeben sich Ansätze für eine Optimierung der Fasern. In laufenden Forschungsarbeiten wurden bereits positive Ergebnisse durch eine Imprägnierung erreicht (siehe Abschnitt 7).

4.8 Bruch

4.8.1 Stand des Wissens

4.8.1.1 Faserbewehrte Betone

Beim ACK-Modell ist die Festigkeit des Verbundwerkstoffes

$$\sigma_{cu} = \sigma_{fu} V_f \quad (4.14)$$

und damit unabhängig von anderen Einflussparametern. Die Festigkeit des Verbundwerkstoffes σ_{cu} wird auf die (separat ermittelte) Faserfestigkeit σ_{fu} zurückgeführt. Die Bruchdehnung ε_{cu} wird durch die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen beeinflusst bzw. reduziert, siehe Anhang E.2, Gl. (E.10) [110].

AVESTON, MERCER & SILLWOOD [121] stellten bei Zugversuchen fest, dass bei endlosen Stahlfasern die Bruchspannung der ACK-Theorie entsprach. OHNO [96] berichtet von guten Übereinstimmungen zwischen der Festigkeit der Fasern am Verbundwerkstoff und der Faserprüfung.

Bei anderen Arbeiten wurden dagegen Unterschiede zwischen den Festigkeiten der Fasern und Messungen am Verbundwerkstoff festgestellt. AVESTON, MERCER & SILLWOOD [76] berichten, dass bei endlosen Carbonfasern die Festigkeit der Fasern im Verbundwerkstoff nur etwa 70 % der vom Hersteller angegebenen Festigkeit aus der Faserprüfung entsprach. KEER stellte am Verbundwerkstoff höhere Festigkeiten als aus der Faserprüfung fest und erklärt dies mit einer gleichmäßigeren Dehnungsverteilung der Fasern im Verbundwerkstoff (nach OHNO [96]).

ALLEN [131] berichtet über Versuche von ALI mit Kurzfasern aus Glas in einer Gipsmatrix, bei der die Festigkeit der Fasern mit steigendem Faservolumengehalt abnimmt. Er begründet das mit zunehmender Porosität der Matrix und der damit einhergehenden Verringerung der Verbundkräfte. Die Abhängigkeit der Festigkeit von der Größe der beanspruchten Oberfläche (siehe Abschn. 2.4.2.4) wird nicht betrachtet.

TSURUTA ET AL. [132] beobachteten einen Einfluss der Anzahl der Faserbündel auf die Festigkeit. Sie zeigen, dass die Dehnung der Bewehrungsfaserbündel bei mehreren Bewehrungsfaserbündeln in einem Querschnitt streut. Die höchstbelastete Faser versagt beim Erreichen der Bruchdehnung zuerst und leitet das Versagen ein. Im dokumentierten Fall waren nur fünf Faserbündel im Versuchskörper, so dass die übrigen vier die Last nicht mehr ertragen konnten. Dadurch übertragen sich die Streuungen der Dehnungen der einzelnen Faserbündel auf die Bruchlasten, die nun ebenfalls streuen und niedriger als der Mittelwert der Faserfestigkeiten sind. Detaillierte Untersuchungen von BURGOYNE ET AL. [61] zeigen, dass in einem Faserbündel das vorzeitige Versagen von sehr wenigen Fasern maßgebend für das Versagen des Bündels sein kann. Dabei wurden die Streuung der Einzelfaserfestigkeit und die Abweichung von der ideal geradlinigen Ausgangsgeometrie berücksichtigt.

4.8.1.2 Materialspezifische Abhängigkeiten

Die Festigkeit von Stahl ist in großen Bereichen relativ unabhängig von Umgebungsbedingungen und der Belastungsgeschichte. Andere Werkstoffe zeigen teilweise deutlich ausgeprägte Abhängigkeiten von den Umgebungsbedingungen. Bei Holz ist bekannt, dass die Festigkeit direkt mit der Holzfeuchte in Zusammenhang steht. Bei Beton wird die Zeitabhängigkeit der Druckfestigkeit durch einen pauschalen Faktor von 0,85 abgegolten. Er berücksichtigt den Umstand, dass die auf Dauer durch den Beton ertragene Last geringer ist als die üblicherweise im Kurzzeitversuch am Würfel bestimmte Druckfestigkeit.

Auch die verwendeten Glasfasern zeigen Abhängigkeiten der Festigkeit von verschiedenen Parametern. Für den Gebrauchsbereich als Bewehrung in Betonbauteilen sind folgende Punkte von Bedeutung:

- Belastungsgeschwindigkeit,
- Belastungszeit,
- Luftfeuchte und
- Größe der beanspruchten Oberfläche.

Auf die Abhängigkeit von der *Belastungsgeschwindigkeit* wurde schon anhand der Festigkeiten für Filamente und Filamentgarne in Abschnitt 2.4.2.4 eingegangen. Mit der Erhöhung der Belastungsgeschwindigkeit steigt die Festigkeit an. Diese Abhängigkeit ist stärker als bei anderen Materialien, die als Bewehrung für Beton eingesetzt werden. Bei Beton wird dieser Einfluss erst bei sehr hohen Dehngeschwindigkeiten über 10^{-3} s^{-1} spürbar [133].

Der Einfluss der *Belastungszeit* auf die Festigkeit ist von vielen Baustoffen bekannt. Da übliche Bemessungsverfahren aus Gründen einer einfachen Anwendung nicht den zeitlichen Verlauf der Belastung berücksichtigen, wird für die Bemessung oft die sogenannte Dauerstandfestigkeit verwendet. Sie ist ein Maß für die Last, die auf Dauer ertragen

wird. Bei Stahl ist diese Abminderung so gering, dass sie üblicherweise für die praktische Bemessung vernachlässigt wird. Für Beton werden bei der Ermittlung des Bemessungswertes der Druckfestigkeit nach DIN 1045 85 % der Kurzzeitfestigkeit angesetzt. Für die Zugfestigkeit werden von RINDER [27] Versuche zitiert, nach denen ein Wert von weniger als 70 % der Kurzzeitfestigkeit als realistisch anzunehmen ist.

Für Glas ist diese Abhängigkeit wesentlich stärker ausgeprägt. Für Flachglas wurde in Abschnitt 2.4.2.4 ein formaler Zusammenhang angegeben. Für die Dauerstandfestigkeit von GFK-Stäben nennt OMUMOTU [134] Werte von 30 %. Es ist zu erwarten, dass auch für AR-Glas der Einfluss der Belastungszeit nicht vernachlässigbar ist. Im Rahmen des Teilprojektes B1 des SFB 528 an der TU Dresden und im Teilprojekt D2 des SFB 532 an der RWTH Aachen werden zur Zeit Dauerstandversuche an textilbewehrtem Beton mit AR-Glas Fasern durchgeführt. Erste Ergebnisse von ORLOWSKI ET AL. [88] deuten auf eine komplexe Abhängigkeit der Festigkeit von Belastungsgeschichte (Höhe und Dauer) und den Umgebungsbedingungen hin. Die Abhängigkeit der Festigkeit von Glas von der Feuchtigkeit ist prinzipiell bekannt, siehe Abschnitt 2.4.2.4. Für die vorliegende Arbeit wurden die Belastungsgeschwindigkeit und die Umgebungsbedingungen für alle Versuche konstant gehalten.

Für Glas gibt es weiterhin eine ausgeprägte Abhängigkeit der Festigkeit von der *Größe der belasteten Oberfläche*, siehe Abschn. 2.4.2.4. Eine Abhängigkeit der Festigkeit von der Anzahl der Fasern, der Länge der Probekörper und der Anzahl der Risse ist demnach zu erwarten. Bei einer Änderung des Bewehrungsgrades wird sowohl die Anzahl der Fasern als auch das Rissbild verändert. Beides entspricht einer Änderung der Größe der beanspruchten Oberfläche. HEGGER ET AL. konnten einen solchen Einfluss am Verbundwerkstoff nicht feststellen (siehe [26], S. 295).

Mit der *Dauerhaftigkeit* wird bei Glasfaserbeton die Abhängigkeit der Festigkeit vom Alter der Probe beschrieben. Grundsätzlich sinkt die Festigkeit von Glasfaserbetonen mit dem Alter. Als Grund werden chemischer und mechanischer Angriff (Kerbwirkung) oder deren Kombination angegeben (z. B. BENTUR & MINDESS [19], MAJUMDAR & LAWS [45]). Auf diese Eigenschaft der alkaliresistenten Glasfaserbewehrung wird in dieser Arbeit nicht weiter eingegangen. Es sei an dieser Stelle auf laufende Untersuchungen verwiesen. Insbesondere SCHORN, HEMPEL ET AL. im Sonderforschungsbereich 528 und BRAMESHUBER, BROCKMANN ET AL. im Sonderforschungsbereich 532 an der RWTH Aachen stellen sich dem Thema. Einige interessante Vorschläge von PURNELL [135, 136] haben auf diesem Gebiet für neue Impulse gesorgt.

4.8.2 Ergebnisse und Diskussion

4.8.2.1 Allgemeines

Die Spannungs-Dehnungs-Linie verläuft im Zustand IIb bis kurz vor Erreichen der Maximalspannung annähernd linear elastisch. Kurz vor Erreichen der Maximalspannung nimmt der Anstieg der Kurve bei einigen Proben ab. In den aufgezeichneten Messdaten ist nach dem Erreichen der Höchstlast noch ein Bereich mit weiterer Zunahme der Verformungen und abnehmender Spannungslast erkennbar. Bei genauerer Betrachtung zeigt

sich, dass die Verformungen nach dem Erreichen der Maximalspannung nicht mehr zu einem stabilen Gleichgewichtszustand der Probe gehören. Vielmehr zieht sich das Versagen – also der Bruch der vielen tausend Filamente einer textil- oder endlosfaserbewehrten Betonprobe – über einen gewissen Zeitraum hin. Für die Auswertung wurde deshalb als Tragfähigkeit die höchste ermittelte Kraft und die zugehörige Dehnung herangezogen. Alternativ ist auch die Verwendung einer Dehnung aus der Linearisierung des Zustandes IIb möglich, so dass die Nichtlinearität kurz vor Erreichen des Bruchzustandes außen vor bleibt.

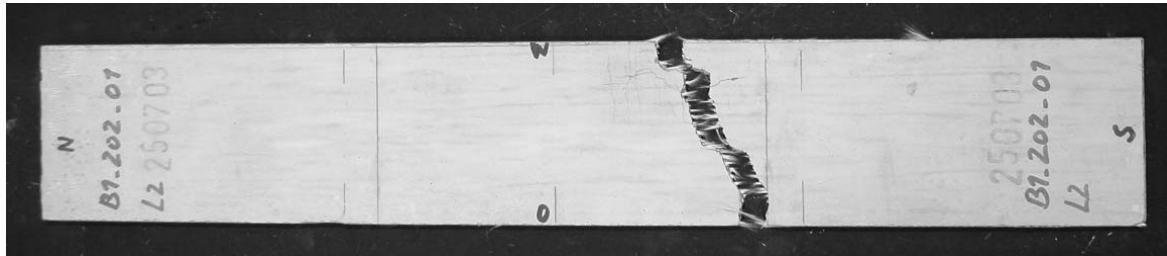
Eigene akustische Beobachtungen während des Bruches legen nahe, dass mit Beginn der Nichtlinearitäten der Spannungs-Dehnungs-Linie kurz vor Erreichen des Bruchzustandes die Anzahl versagender Filamente rapide zunimmt. Von einer Ankündigung des Versagens im klassischen Sinne, wie es von Stahlbeton durch das Fließen des Stahles mit großen Verformungen und Rissbreiten bekannt ist, kann aber in keinem Fall gesprochen werden. Der Bruch selbst verläuft schlagartig und ist als spröd zu bezeichnen. Augenscheinlich konnte an den Proben keine Ankündigung des Bruches beobachtet werden.

Nach dem Erreichen der Höchstlast zerfällt die Probe schlagartig in zwei Teile. Daraufhin wurde die Messung gestoppt. Ein Nachbruchverhalten konnte nicht festgestellt werden. Mit dem beschriebenen Versuchsaufbau sind solche Untersuchungen nicht möglich, da er nicht die erforderliche Steifigkeit aufweist.

4.8.2.2 Versagensbild

Bei Versuchskörpern mit ausschließlich unidirektionaler Bewehrung in Prüfrichtung zeigt sich üblicherweise ein Versagensbild, für das Bild 4.29 typische Beispiele enthält. Augenscheinliche Beobachtungen machen deutlich, dass der Bruch an einem der beiden Probekörperränder beginnt und danach in unterschiedlichem Winkel zur Belastungsrichtung durch den Probekörper verläuft. Es wurde auch beobachtet, dass er die Richtung änderte. Wie Bild 4.29 zeigt, nehmen die Verzweigungen der Bruchfläche mit steigendem Fasergehalt zu.

Eine mögliche Erklärung für die Verzweigung der Bruchfläche unidirektionaler Proben könnte die folgende sein: Zunächst steht der Querschnitt unter gleichförmiger Zugbeanspruchung. Unvermeidliche Ausmittigkeiten und die zufällige Verteilung der Festigkeiten führen dazu, dass eines der belasteten Filamentbündel versagt. Vermutlich leitet das Versagen der am Probenrand liegenden Fäden regelmäßig das Versagen ein, da hier eine teilweise Schädigung durch das Zuschneiden der Probe vorliegen kann und mit dem Versagen des vorgeschädigten Randfadens die Last auf die benachbarten Fäden umgelagert wird. Die Umlagerung am Rand ist nur in Richtung Probenmitte möglich, was die Lokalisierung der Wurzel des Bruchquerschnittes am Probenrand fördert. Durch die Umlagerung können auch die Nachbarfasern unmittelbar ihre Tragfähigkeit erreichen, so dass sich ein progressives Versagen einstellt. Durch den einseitigen Bruch werden innerhalb der Probe Spannungen quer zur Belastung aufgebaut. Da die Fasern quer zu ihrer Achse den Betonquerschnitt erheblich schwächen, reduzieren sie die Zugtragfähigkeit. Dadurch kann sich der Bruch entlang der Fasern verzweigen. Er reißt dann so lange entlang der Faser, bis die quer zur Faser wirkenden Spannungen soweit abgebaut sind,



(a) Probe B1-202-01, $V_f = 1,40\%$



(b) Probe B1-202-09, $V_f = 2,08\%$



(c) Probe B1-202-04, $V_f = 3,54\%$

Bild 4.29: Bruchbilder von Dehnkörpern mit unidirektionaler Bewehrung aus NEG-ARG620-07 bei verschiedenen Faservolumengehalten

dass sich das Versagen wieder rechtwinklig zur eingeleiteten Prüflast fortsetzt. Wobei die Proben mit geringem Bewehrungsgrad keine Längsrisse zeigen und die Proben mit hohen Bewehrungsgraden besonders ausgeprägte Risse. Das wird plausibel, wenn man sich die Querschnitte der Fäden auf mikroskopischer Ebene betrachtet. So ist die Querschnittsschwächung und damit die Reduzierung der Tragfähigkeit bei einer Zugbeanspruchung bei hohen Bewehrungsgraden deutlich größer.

In einigen Fällen konnte beobachtet werden, dass der Bruch an oder in der Nähe der Lasteinleitungskonstruktion eintrat. Wie schon in Abschnitt 3.1.4.5 dargestellt, wurde mit Unterstützung von PROSKE [98] nachgewiesen, dass die Auswirkungen auf die Höhe der Bruchlasten vernachlässigt werden können.

4.8.2.3 Brutto-Faserfestigkeiten

Die Brutto-Faserfestigkeiten werden durch den Bezug der Bruchlast auf die Faserquerschnittsfläche in Prüfrichtung ermittelt. Bild 4.30 zeigt die Festigkeiten der Fasern in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt der Dehnkörper. Abgesehen von der Betonierstreuung – die entsteht, weil für jeden Faservolumengehalt eine andere Herstellungscharge verwendet wurde – ist keine eindeutige Tendenz der Festigkeiten erkennbar. Die Ergebnisse entsprechen damit denen von HEGGER ET AL. (siehe [26]).

Die Bilder 4.31 und 4.32 zeigen Ergebnisse für die Serien, bei denen der Faservolumengehalt zur Unterdrückung der Betonierstreuung in einer Herstellungscharge variiert wurde. Auch hier ist, wie schon im Bild 4.30, keine eindeutige Tendenz für die Abhängigkeit der Festigkeiten vom Faservolumengehalt feststellbar. Die bis hierher vorliegenden Ergebnisse lassen also den Schluss zu, dass die Festigkeit des Verbundwerkstoffes vom Faservolumengehalt unabhängig ist bzw., falls es eine solche Abhängigkeit gibt, diese kleiner als die Streuung der Festigkeitswerte und damit vernachlässigbar ist.

In den Bildern 4.31 und 4.32 sind als Vergleichsbasis die in der textilphysikalischen Prüfung ermittelten Garnfestigkeiten eingetragen. In vielen Fällen liegen die Festigkeiten am Verbundwerkstoff unter den Garnfestigkeiten. Es ist aber auch eine Tragfähigkeit auf gleichem Niveau festzustellen. Besonders groß ist der Unterschied zwischen der Garnfestigkeit und der des Verbundwerkstoffes bei den Garnen NEG-ARG620-07 und NEG-ARG620-11 in Bild 4.32. Ein eindeutiger Zusammenhang kann aber nicht abgelesen werden.

4.8.2.4 Netto-Faserbruchspannungen

In Abschnitt 4.7.2 wurde der Bündelfaktor k_B eingeführt und mit dem Versagen der Randfasern begründet. Die Netto-Faserbruchspannung berücksichtigt, dass ein Teil der (Rand-)Filamente versagt hat und keinen Beitrag mehr zur Bruchlast im Rissquerschnitt liefert. Dazu wird die Faserfläche A_f mit dem Bündelfaktor k_B abgemindert:

$$\sigma_{fu,net} = \frac{F_u}{k_b A_f} \quad (4.15)$$

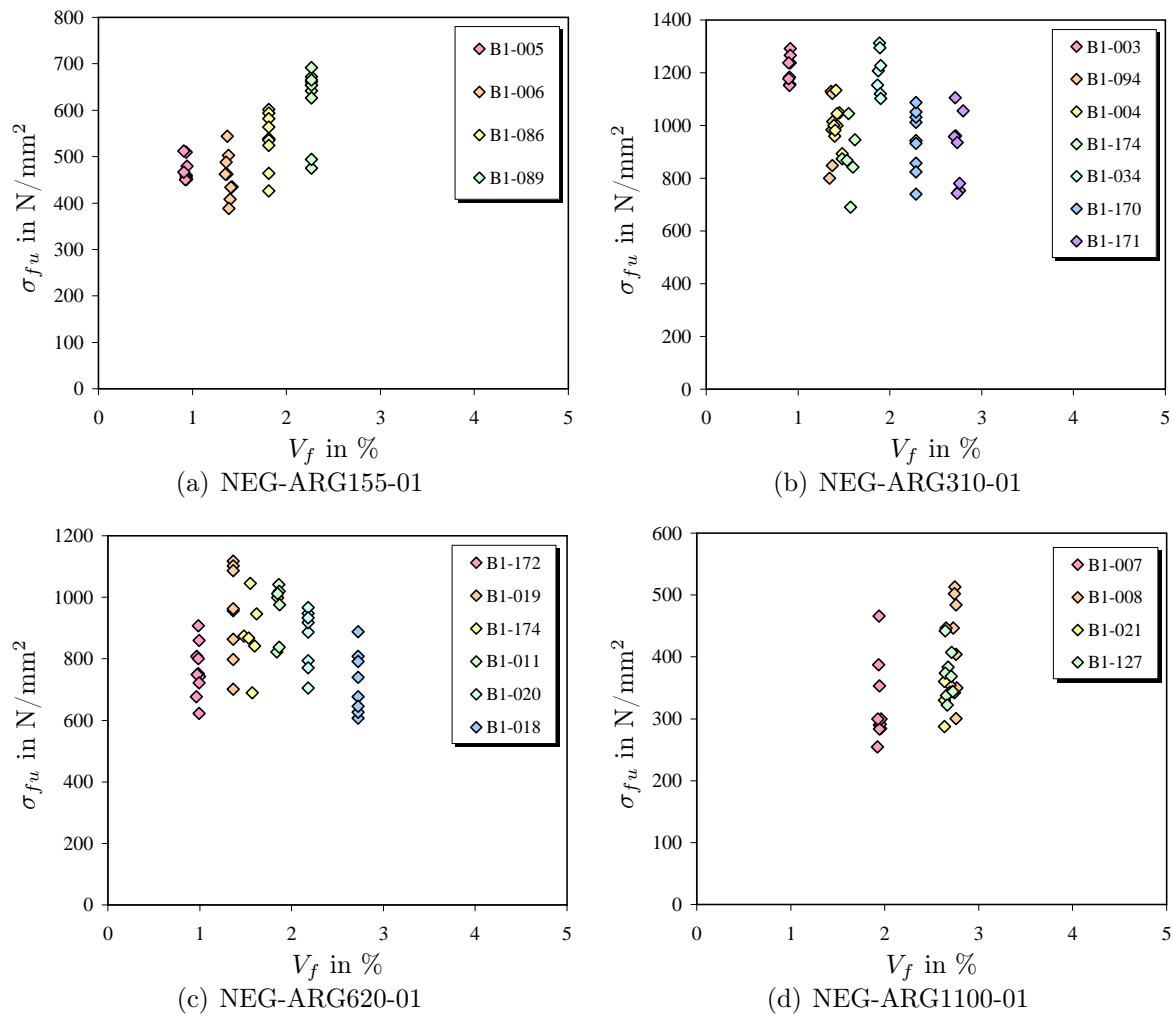


Bild 4.30: Faserbruchspannung von Dehnkörpern mit verschiedenen Fasern (NEG, 155 bis 1100 tex) und Faservolumengehalten aus unterschiedlichen Herstellungslagen

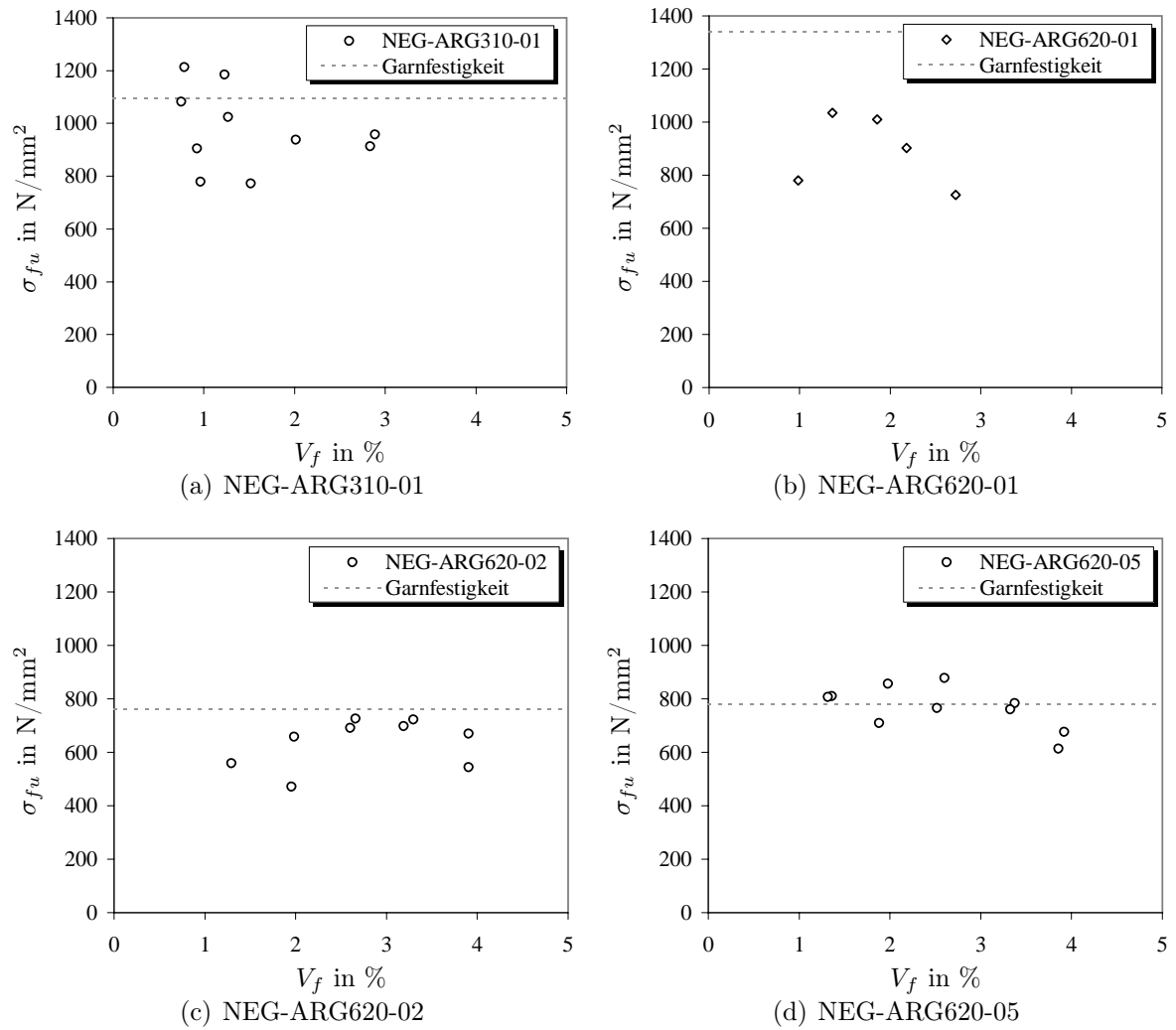


Bild 4.31: Faserbruchspannung von Dehnkörpern mit verschiedenen Fasern (NEG, 310 und 620 tex) und Faservolumengehalten jeweils einer Herstellungsladung

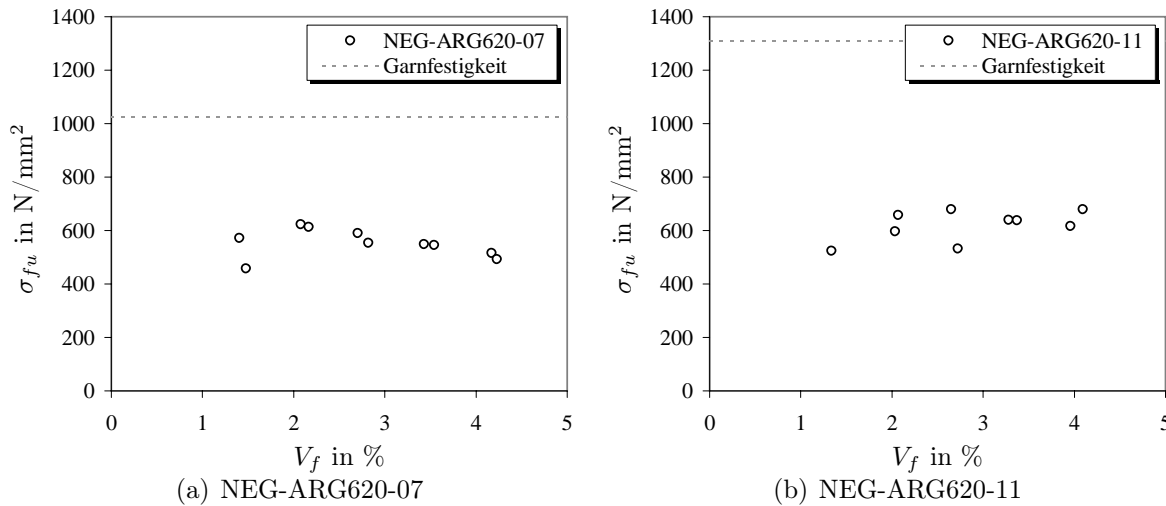


Bild 4.32: Faserbruchspannung von Dehnkörpern mit verschiedenen Fasern (NEG, 620 tex) und Faservolumengehalten jeweils einer Herstellungscharge

Die sich ergebenden Netto-Faserbruchspannungen sind in den Bildern 4.33 bis 4.35 dargestellt. Bild 4.33 zeigt die Serien, bei denen für jeden Faservolumengehalt eine separate Herstellungscharge verwendet wurde und die deshalb von Serie zu Serie die Betonierstreuung als störenden Faktor enthalten. Die Bilder 4.34 und 4.35 zeigen die Netto-Faserbruchspannungen für verschiedene Fasern, bei denen der Faservolumengehalt innerhalb einer Herstellungscharge variiert. Damit wird der Einfluss der Betonierstreuung vermieden.

Trotz der Betonierstreuungen ist im Bild 4.33 zu erkennen, dass die Festigkeit mit steigendem Faservolumengehalt und – bis auf wenige Ausnahmen – mit steigender tex-Zahl eine fallende Tendenz zeigt. In den Bildern 4.34 und 4.35 ist dieser Zusammenhang noch deutlicher sichtbar. Eine mechanische Erklärung für diesen Zusammenhang ist in der Literatur bisher nicht zu finden. Aus diesem Grund werden lineare Trendlinien für die Darstellung verwendet. Trägt man diese linearen Trendlinien der verschiedenen untersuchten Fasersorten in ein gemeinsames Diagramm ein, wird ein weiterer Zusammenhang deutlich (Bild 4.36). Die Trendlinien, die weiter oben im Diagramm liegen, haben eine größere Neigung. Das heißt, die Abhängigkeit der Netto-Faserbruchspannung ist um so ausgeprägter, je höher das Niveau der Festigkeit ist.

Unter Beachtung der Diskussion in Abschnitt 4.7.2 ist dieser Zusammenhang allerdings kritisch zu hinterfragen. Denn die in Bild 4.36 dargestellten Ergebnisse basieren auf der Abminderung des Faservolumengehaltes V_f mit dem zur jeweiligen Probe gehörenden Bündelfaktor k_B . In Abschnitt 4.7.2 wurde jedoch angemerkt, dass k_B vor allem bei niedrigen Faservolumengehalten möglicherweise unterschätzt wird, weil die Probe sich noch nicht im ungestörten Zustand IIb befindet. Geht man davon aus, dass der Bündelfaktor k_B als konstant angenommen wird, dann würde die Netto-Faserbruchspannung bis auf einen Skalierungsfaktor in Höhe von $1/k_B$ der Brutto-Faserbruchspannung entsprechen. Aber auch in diesem Fall bleibt die Frage nach einer Abhängigkeit der Festigkeit vom Faservolumengehalt und deren Ursachen. Für den Werkstoff Glas sind eine Vielzahl von Einflüssen aus Umgebungsbedingungen, Belastung und Garnaufbau bekannt.

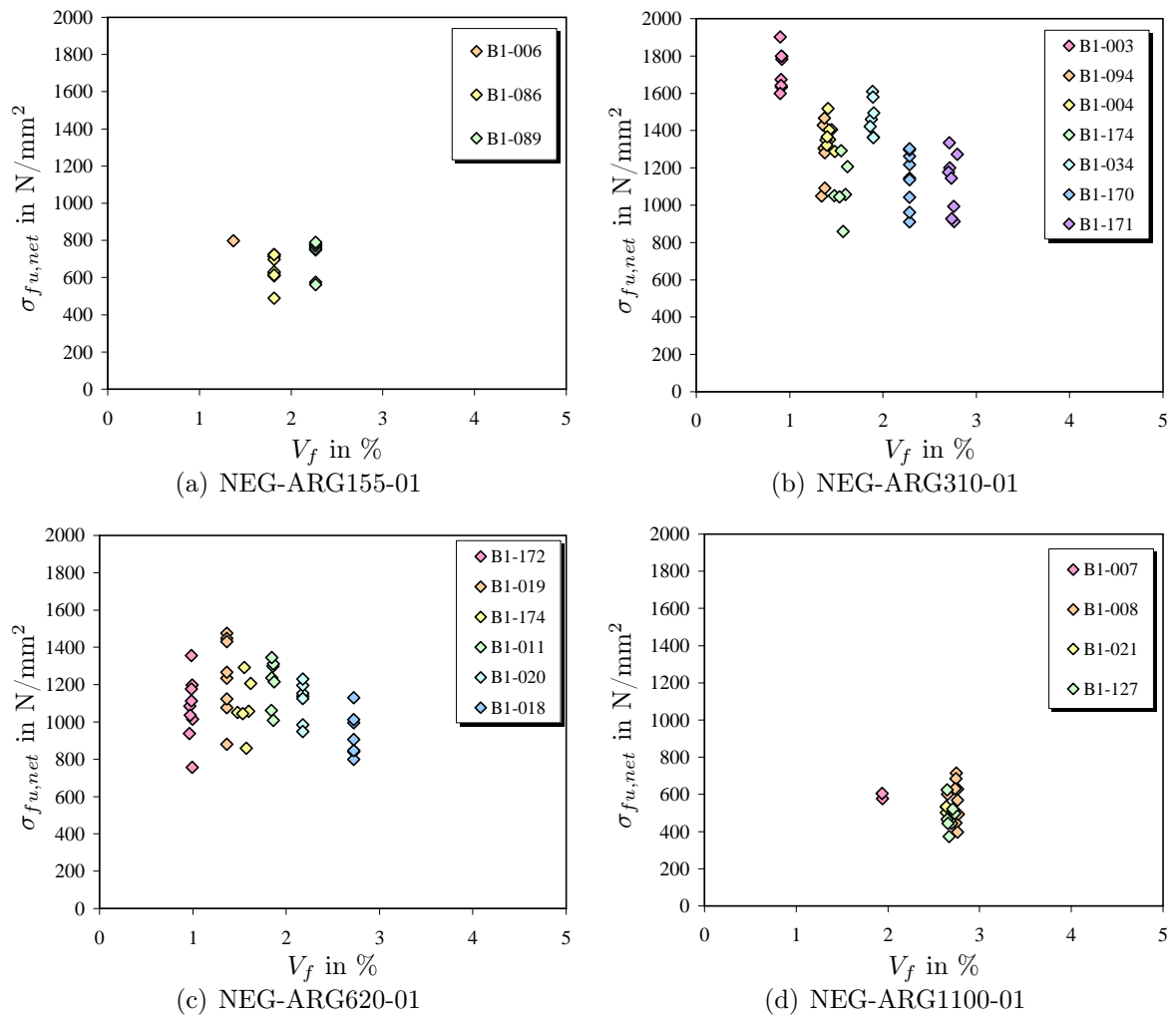


Bild 4.33: Netto-Faserbruchspannung von Dehnkörpern mit verschiedenen Fasern (NEG, 155 bis 1100 tex) und Faservolumengehalten aus unterschiedlichen Herstellungschargen

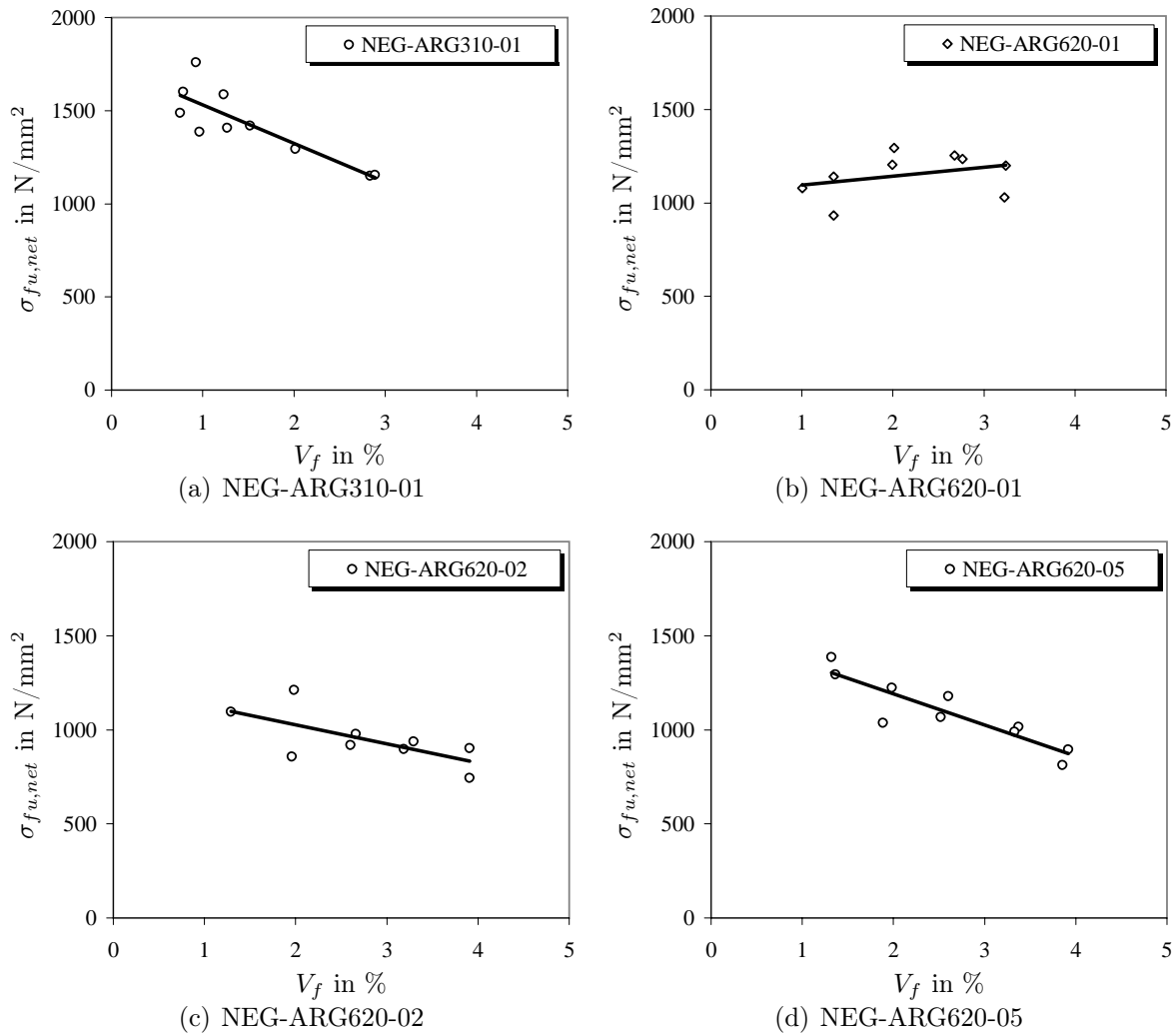


Bild 4.34: Netto-Faserbruchspannung von Dehnkörpern mit verschiedenen Fasern (NEG, 310 und 620 tex) und Faservolumengehalten jeweils einer Herstellungscharge

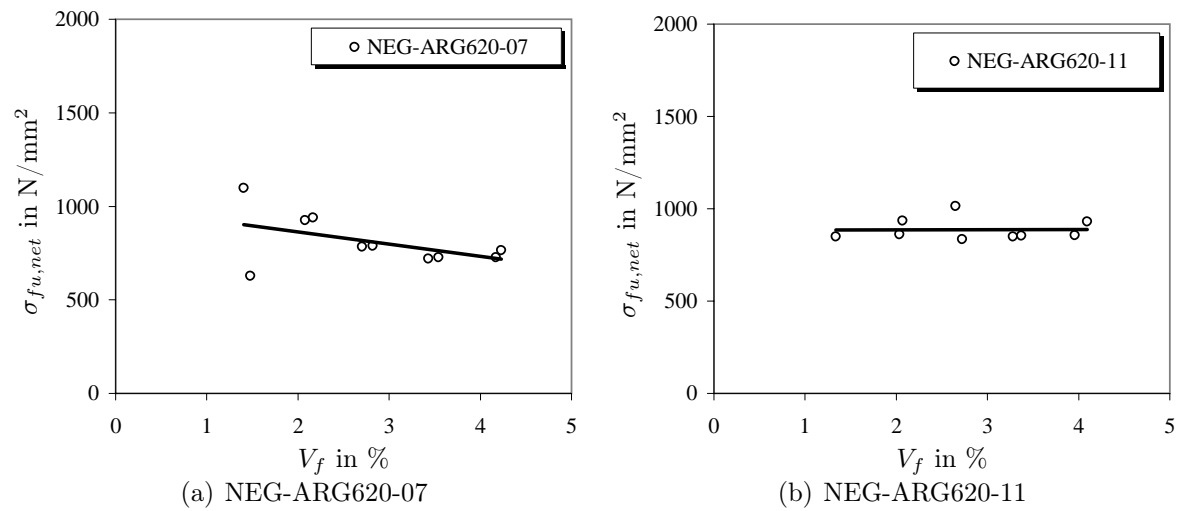


Bild 4.35: Netto-Faserbruchspannung von Dehnkörpern mit verschiedenen Fasern (NEG, 620 tex) und Faservolumengehalten jeweils einer Herstellungscharge

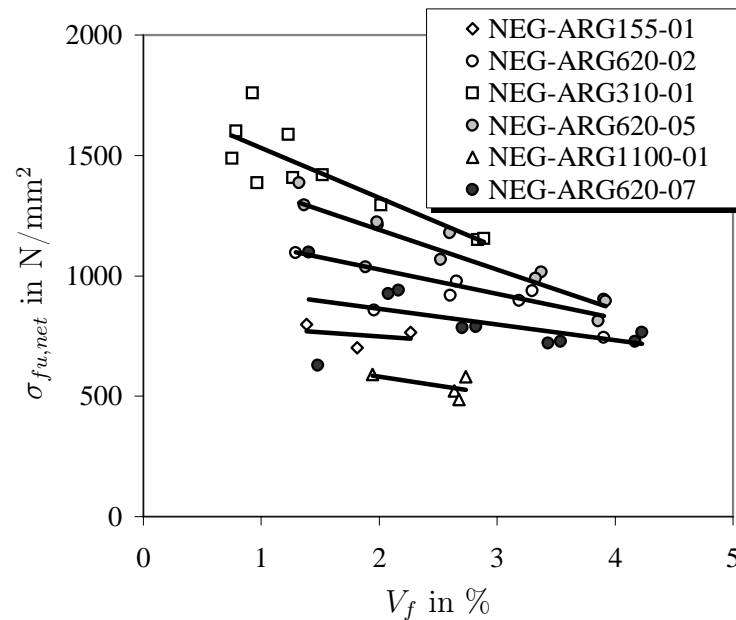


Bild 4.36: Netto-Faserbruchspannung $\sigma_{fu,net}$ von Dehnkörpern mit verschiedenen Fasern und Faservolumengehalten

4.8.2.5 Vorhersage eines duktilen Versagens

Bei Glasfaserbeton (Kurzfasern) nimmt bekanntlich die Festigkeit mit der Zeit ab und die Erstrisslast (LOP) steigt an. Dieser als Dauerhaftigkeit bezeichnete Zusammenhang ist selbst nicht Bestandteil dieser Arbeit. Nach den bisher vorliegenden Erkenntnissen ist die Abhängigkeit der Festigkeit vom Materialalter und den Umwelteinflüssen auch bei unidirektionaler Bewehrung nicht vernachlässigbar (siehe z. B. RAUPACH & BROCKMANN in [137] bzw. SCHORN ET AL. in [138]). PURNELL [139] schlägt vor, mit dem Kriterium

$$S(t) > \text{LOP}(t) \quad (4.16)$$

den Zeitraum abzuschätzen, in dem die Probe ein duktiles Verhalten zeigt (ductile life prediction). Dabei ist $S(t)$ ein bezogenes, von den Umgebungsbedingungen und der Zeit abhängiges kritisches Spannungs-Niveau (Festigkeit) und wird mit der Höhe der Erstrissspannung (limit of proportionality, LOP) zum Zeitpunkt t verglichen. PURNELL weist darauf hin, dass mit diesem Vorschlag nur eine mittlere duktile Lebensdauer abgeschätzt werden kann. Für eine praktische Anwendung müssen die statistischen Eigenschaften berücksichtigt und entsprechende charakteristische Grenzwerte abgeleitet werden.

Dieses Kriterium hält der Verfasser bei unidirektionaler Bewehrung und auch für textilbewehrten Beton für ungeeignet, da mit dem Kriterium der Überschreitung der Erstrissspannung nicht zwingend eine ausreichende Duktilität verbunden ist. Das Kriterium sagt zunächst nur aus, dass nach der Entstehung des ersten Risses noch ein höheres Spannungsniveau erreicht werden kann. Der Verbundwerkstoff kann an diesem Punkt ohne die Bildung eines zweiten Risses versagen, trotzdem wäre das Kriterium nach Gl. (4.16) erfüllt. Theoretisch würde also das Versagen nach der Entstehung eines einzigen Risses die Bedingung für duktilen Versagen erfüllen. Das ist offensichtlich kein geeigneter Ansatz.

Ein duktilen Verhalten des Baustoffes ist erst gegeben, wenn der Prozess der Rissbildung abgeschlossen ist. Das ist der Fall, wenn das Material den Zustand IIb erreicht. Nach dem Abschluss der Rissbildung werden die Verformungen im Bruchzustand durch die Bruchdehnung der Bewehrung und die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen bestimmt. In Abschnitt 4.6.3 wurde empfohlen, das Verhältnis von der Spannung σ_{rn} am Übergang vom Zustand IIa in den Zustand IIb zur Erstrissspannung σ_{r1} zur konservativ mit $\sigma_{rn}/\sigma_{r1} = 1,3$ abzuschätzen. Aus diesen Erfahrungen ergibt sich ein veränderter Vorschlag für das Kriterium eines duktilen Versagens zu

$$\sigma_{cu}(t) > 1,3\sigma_{r1}(t). \quad (4.17)$$

Zur Überprüfung dieser Hypothese wurde für alle durchgeführten Dehnkörperversuche das Verhältnis von Bruchspannung σ_{cu} und Erstrissspannung σ_{r1} über der Bruchdehnung ε_{cu} in Bild 4.37 aufgetragen. Darin sind die Proben mit zwei verschiedenen Symbolen aufgetragen, je nachdem, ob die Spannungs-Dehnungs-Linien das Erreichen der abgeschlossenen Rissbildung erkennen lassen oder nicht. Es ist festzustellen, dass nur einige

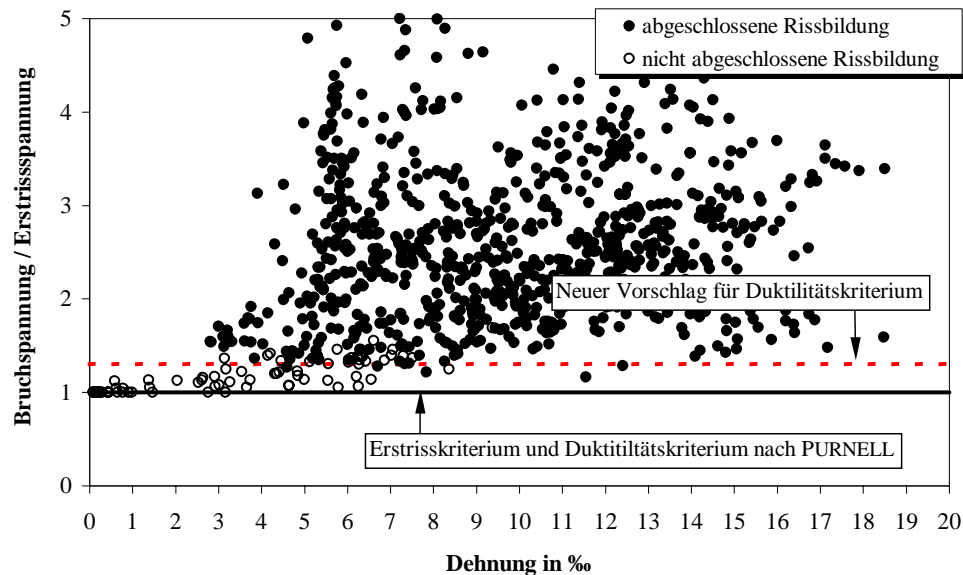


Bild 4.37: Verhältnis der Erstrissspannung zur Bruchspannung σ_{cu}/σ_{r1} in Abhängigkeit der Bruchdehnung ε_{cu} für Proben mit und ohne abgeschlossenem Rissbild

wenige Proben mit abgeschlossenem Rissbild unterhalb von $\sigma_{cu}/\sigma_{r1} = 1,3$ liegen¹⁰. Die Proben mit abgeschlossener Rissbildung haben in allen Fällen Dehnungen von größer als ein bestimmter Grenzwert, in diesem Fall etwa 3‰, erreicht. Die Proben ohne abgeschlossenes Rissbild zeigen keine nach unten begrenzte Bruchdehnung. Aus diesem Ergebnis kann geschlossen werden, dass das Kriterium nach Gl. (4.17) besser für die Vorhersage eines duktilen Versagens geeignet ist als das Kriterium nach Gl. (4.16).

Davon unberührt bleibt die Frage, welche absolute Größe der Bruchdehnung notwendig ist, um von einem duktilen Versagen sprechen zu dürfen. Nicht für alle Fälle mag die in Bild 4.37 sichtbare untere Grenze von 3‰ ausreichend sein. Bei den Versuchen zwischen 3 und 5‰ handelt es sich um Garne oder Textilien mit relativ niedrigen Festigkeiten (NEG-ARG1100-01). Eine geringe Festigkeit bedingt zwangsläufig einen niedrigen Absolutwert der Bruchdehnung. Daraus folgt, dass eine hohe Festigkeit der Fasern zu einer höheren Duktilität führt.

Für die Anwendung des Kriteriums nach Gl. (4.17) ist noch die Einbettung in ein Sicherheitskonzept notwendig. Die Sicherung eines duktilen Versagens ist ein wesentlicher Baustein für moderne Bemessungskonzepte. Auch die derzeit gültige DIN 1045-1 für die Bemessung von Stahlbetonbauteilen enthält solche Elemente, z. B. in Form des Nachweises der Rotationskapazität für Biegebauteile.

4.8.3 Schlussfolgerungen

Die Festigkeit des Verbundwerkstoffes ist nicht mit der Festigkeit der Garne identisch. Es kann diesbezüglich auch kein eindeutiger Zusammenhang festgestellt werden. Besonders deutlich werden die Unterschiede bei den verschiedenen Chargen der Feinheit

¹⁰Bei den betreffenden Proben wurden deutlich niedrigere Werte als $\sigma_{rn}/\sigma_{r1} = 1,3$ festgestellt.

620 tex, deren Festigkeiten am Verbundwerkstoff trotz identischer Filamentfestigkeiten einen großen Wertebereich zeigen. Die verschiedenen Chargen unterscheiden sich nur in der verwendeten Schlichte und damit in den Verbundeigenschaften. Das zeigt, dass die Verbundeigenschaften der Filamente einen nicht vernachlässigbaren Einfluss auf den Versagensmechanismus der Filamentgarne haben. Neben den Unterschieden im inneren Verbund zeigen die Untersuchungen im Abschnitt 4.10, dass auch die äußeren Verbundeigenschaften unterschiedlich sind. Modelle zur Abbildung des Bruchzustandes müssen folglich besonderen Wert auf die Abbildung der Verbundeigenschaften sowohl zwischen Filament und Matrix als auch zwischen den Filamenten selbst legen.

Wie schon in den vorangegangenen Abschnitten erläutert, spielen die Verbundeigenschaften zwischen den Filamenten und zwischen Beton und Filamenten eine entscheidende Rolle für die Verteilung der Belastungen innerhalb des Rovingquerschnittes und damit auch für das Tragverhalten und insbesondere die Festigkeit. Das Zusammenwirken der vielen hundert bis tausend Filamente bestimmt über die Tragfähigkeit der Filamentgarne bzw. des Verbundwerkstoffes.

Nach dem Aufbau der Garne lassen sich folgende, nach gegenwärtigem Erkenntnisstand wesentliche Einflussfaktoren auf die Trageigenschaften benennen:

- Die natürliche Streuung der Festigkeit
 - entlang einer Elementarfaser und
 - über den Querschnitt eines Filamentgarnes;
- Variationen in der Ausrichtung der einzelnen Filamente;
- Variationen der Verbundeigenschaften in Faserlängsrichtung;
- Die unterschiedlichen Verbundeigenschaften
 - an der Faser-Faser Grenzfläche und
 - an der Faser-Matrix-Grenzfläche;
- Die Streuung der Verbundeigenschaften;

Die Festigkeit eines Filamentes ist keine feste Größe. Diese *natürliche Streuung der Festigkeit* ist sowohl über die Filamente des Garnes im Querschnitt als auch entlang eines Filamentes zu beobachten. Bei der Belastung eines Bündels aus parallelen Fasern versagen die einzelnen Fasern eines Querschnittes entsprechend ihrer individuellen Tragfähigkeit nacheinander. Im Moment des Versagens einer einzelnen Faser muss die frei werdende Kraft durch die verbleibenden Fasern aufgenommen werden. Es findet eine Lastumlagerung statt. Die Beanspruchung der verbleibenden Fasern erhöht sich in diesem Augenblick. Diese zusätzliche Beanspruchung kann ohne weitere Zunahme der Belastung bei weiteren Einzelfasern zum Überschreiten der Tragfähigkeit führen. In diesem Fall wird ein reiverschlussartiges Versagen eingeleitet. Offensichtlich ist daher, dass die Tragfähigkeit eines Faserbündels nicht der Summe der Tragfähigkeiten der Einzelfasern entspricht, sondern darunter liegt.

BURGOYNE ET AL. [140, 61] haben numerische und experimentelle Untersuchungen zur Tragfähigkeiten von Faserbündeln aus verschiedenen Kunststofffasern¹¹ durchgeführt. Die Simulationen zu diesen Versuchen zeigen, dass das Versagen des gesamten Bündels durch das Versagen einiger weniger Einzelfasern eingeleitet werden kann und die Festigkeit des Bündels unter der der Einzelfasern liegt. Das bestätigen auch die Untersuchungen von CHUDOBA, VORECHOVSKÝ & KONRAD [141, 142].

Die vielen Filamente eines Filamentgarnes liegen zu Beginn einer Belastung nicht alle gleichmäßig gestreckt vor. Vielmehr muss davon ausgegangen werden, dass die einzelnen Filamente erst geradegezogen werden müssen, bevor sie sich an der Lastabtragung beteiligen. Weiterhin muss angenommen werden, dass die geradlinige Ausrichtung und damit die zugehörigen Verschiebungen von Filament zu Filament variieren. Diese Verformungen führen dazu, dass selbst Filamente gleicher Festigkeit nicht bei der gleichen Gesamtverformung des Bündels versagen, sondern nacheinander. Es kann davon ausgegangen werden, dass aufgrund dieses Effektes das Versagen des Bündels durch das Versagen einiger weniger Filamente ausgelöst werden kann.

Zusammenfassend lässt sich an diesem Punkt feststellen, dass das durch den Bruch einzelner Filamente eingeleitete Versagen des gesamten Faserbündels auf verschiedene Ursachen zurückgeführt werden kann. Ursachen für das vorzeitige Versagen eines Filamentes können im Einzelnen sein:

- Der Bruch aufgrund einer geringeren Festigkeit als die übrigen Filamente,
- Das Versagen aufgrund einer höheren Beanspruchung infolge geradlinigerer Ausrichtung als die übrigen Filamente und
- Das Versagen aufgrund einer höheren Beanspruchung infolge anderer Verbundverhältnisse als die übrigen Filamente.

Alle drei Ursachen führen zu demselben Ergebnis: Einer geringeren Festigkeit im Vergleich zu einem Faden, der diesen Einflüssen nicht ausgesetzt ist. Die ersten beiden genannten Einflüsse konnten in den experimentellen Untersuchungen nicht quantifiziert werden. Der letztgenannte Parameter zeigt sich in der großen Bandbreite der Festigkeiten des Verbundwerkstoffes mit verschiedenen Chargen von Garnen bei nahezu identischen Filamentfestigkeiten.

Neben den Festigkeiten der Filamente spielt möglicherweise auch die Abhängigkeit der Festigkeit von der Größe der beanspruchten Oberfläche eine wichtige Rolle. Mit steigendem Faservolumengehalt verringern sich die Rissabstände und die Anzahl der Risse steigt. Das heißt, die Anzahl der Stellen mit hoher Beanspruchung der Filamente und das mittlere Beanspruchungsniveau steigen ebenfalls. Alle diese Fälle können als Vergrößerung der beanspruchten Oberfläche interpretiert werden, was ein Sinken der Festigkeit mit steigendem Faservolumengehalt erklären würde. Aufgrund der noch offenen Fragen zum Bündelfaktor k_B kann die starke Abhängigkeit der Netto-Festigkeit vom Faservolumengehalt noch nicht abschließend beurteilt werden.

¹¹In [61] wird über Ergebnisse von Untersuchungen an Kevlar, Kevlar 29, Kevlar 49, Polyester, Technora und Vectran berichtet.

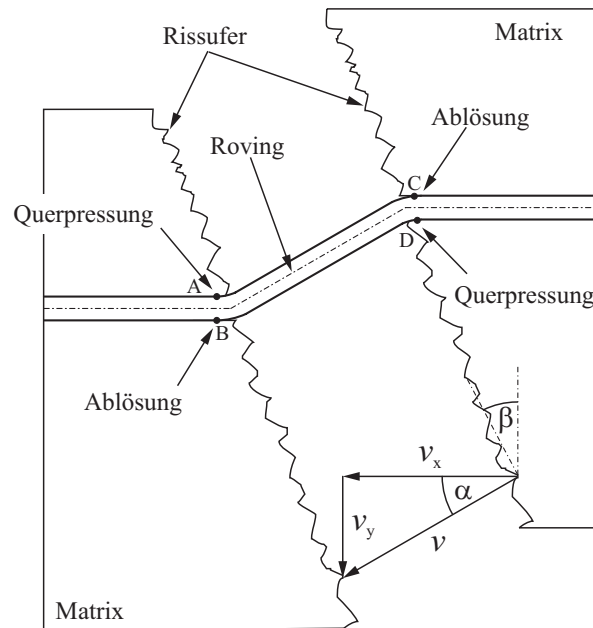


Bild 4.38: Schematische Darstellung der Beanspruchungen einer Bewehrung, die die Rissufer in einem Winkel $\neq 90^\circ$ kreuzt

Bild 4.25 zeigt unterschiedliche Belastungsgeschichten in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt. Aufgrund der Abhängigkeit der Faserfestigkeit von der Belastungsdauer würden steigende Festigkeiten mit zunehmendem Faservolumengehalt plausibel sein. Die Ergebnisse widersprechen dieser Erwartungshaltung und zeigen, dass der Versagensmechanismus der Filamentgarne noch nicht hinreichend geklärt ist.

4.9 Einfluss des Winkels

4.9.1 Stand des Wissens

Alle bisherigen Ausführungen im Abschnitt 4 gelten für einen Winkel von 0° , d. h. die Richtung der Bewehrung und die Richtung der Belastung sind identisch. Verläuft die Faser nicht in Richtung der Belastung, was bei praktischen Anwendungen der Fall sein kann, so hat dies Einfluss auf das Tragverhalten. Vereinfacht gilt, dass die Risse in einem Winkel von 90° zur einwirkenden Zugkraft entstehen. Verlaufen Faser und Riss in einem von 90° abweichenden Winkel, so unterliegt die Bewehrung zusätzlichen Beanspruchungen, die in Bild 4.38 schematisch dargestellt sind. Außer dem Sonderfall $v_y = 0$ können folgende Effekte beschrieben werden:

- Durch die Rissuferverschiebung v_y werden die Rovings an den Rissufern umgelenkt. Das führt zu einer Biegebeanspruchung der einzelnen Filamente des Rovings. Vermutlich ist der Biegeradius an der Innenseite der Krümmung kleiner als an der Außenseite, was zu entsprechend höheren Biegespannungen in den Filamenten an der Innenseite der Krümmung führt. Die Biegespannungen überlagern sich mit

den ohnehin wirkenden Normalspannungen in den Filamenten. Bei spröden Fasern führt das zu einer Reduktion der Festigkeit des Garns.

- Die Umlenkkräfte am Rissufer führen an der Innenseite der Krümmung (Punkte A und D) zu einer Querdrukbeanspruchung der Filamente. Bei spröden Fasermaterialien löst diese Querdrukbeanspruchung eine Reduktion der Festigkeit des Garnes aus.
- Auf der Innenseite der Krümmung (Punkte A und D) werden die Filamente infolge der Umlenkkräfte gegen die Matrix gepresst. Das führt lokal zu Normalspannungen an der Faser-Matrix-Grenzfläche und folglich zu einer Erhöhung der an der Faser-Matrix-Grenzfläche übertragbaren Kräfte.
- An den Außenseiten der Krümmung (Punkte B und C) kommt es zu einer Ablösung der Filamente. Der Verbund wird auf einer gewissen Länge gestört oder zumindest durch eine zusätzliche (ablösende) Normalkraft beansprucht. Das führt folglich zu einer Verminderung der übertragbaren Verbundkräfte auf der Krümmungsaußenseite der Faser-Matrix-Grenzfläche.

Es wird davon ausgegangen, dass die Matrix an den Punkten A und D lokal versagt und sich ein bestimmter, von Null verschiedener Krümmungsradius der Filamente einstellt.

Bei Glasfaserbeton (Kurzfasern) wird die Winkelabhängigkeit der Festigkeit durch sogenannte Effektivitätsbeiwerte berücksichtigt. Dazu wird der erste Term auf der rechten Seite der Gleichungen 4.1 und 4.2 mit einem Faktor multipliziert. Beispielsweise wird ein Effektivitätsbeiwert η_Φ verwendet, der den Einfluss der Faserorientierung zur Belastungsrichtung beschreibt.

Für η_Φ im Zustand I (ungerissen) wurde eine Beschreibung von KRENCHER [143] und COX [144] erarbeitet mit $\eta_\Phi = 1/3$ (ohne Querdehnungsbehinderung) bzw. $\eta_\Phi = 3/8$ (mit Querdehnungsbehinderung) für den ungerissenen Zustand. Praktisch können die Auswirkungen auf die Steifigkeit im Zustand I vernachlässigt werden. Sie sind zum einen von untergeordnetem Interesse, zum anderen sind sie durch die streuenden Eigenschaften des Betons nur unter großem experimentellen Aufwand nachweisbar. In Abschnitt 4.3.2 wurde bereits gezeigt, dass sich die Auswirkungen der Fasern auf das Verhalten im Zustand I mit den in dieser Arbeit verwendeten Methoden nicht nachweisen lassen.

Für den gerissenen Zustand (Zustand IIa u. IIb) wurden von verschiedener Seite Faktoren für die zufällige zweidimensionale Anordnung der Fasern erarbeitet. Diese Effektivitätsfaktoren η_Φ liegen zwischen $1/2$ (LAWS [118], ALLEN [131]) und $2/\pi$ (AVESTON ET AL. [76]). LAWS [118] schlussfolgert, dass die Effektivitätsbeiwerte für den Winkel und die Länge (siehe Abschnitt 4.3.1) nicht einfach durch Multiplikation ermittelt werden können, denn die Winkelabhängigkeit ist eine Funktion der Faserlänge.

Für die bei Faserbeton üblichen geringen Faservolumengehalte sind die Unterschiede zwischen den verschiedenen Effektivitätsbeiwerten marginal, was durch experimentelle Untersuchungen von SHAH und RANGANG sowie von EDINGTON, HANNANT und WILLIAMS bestätigt wurde [19].

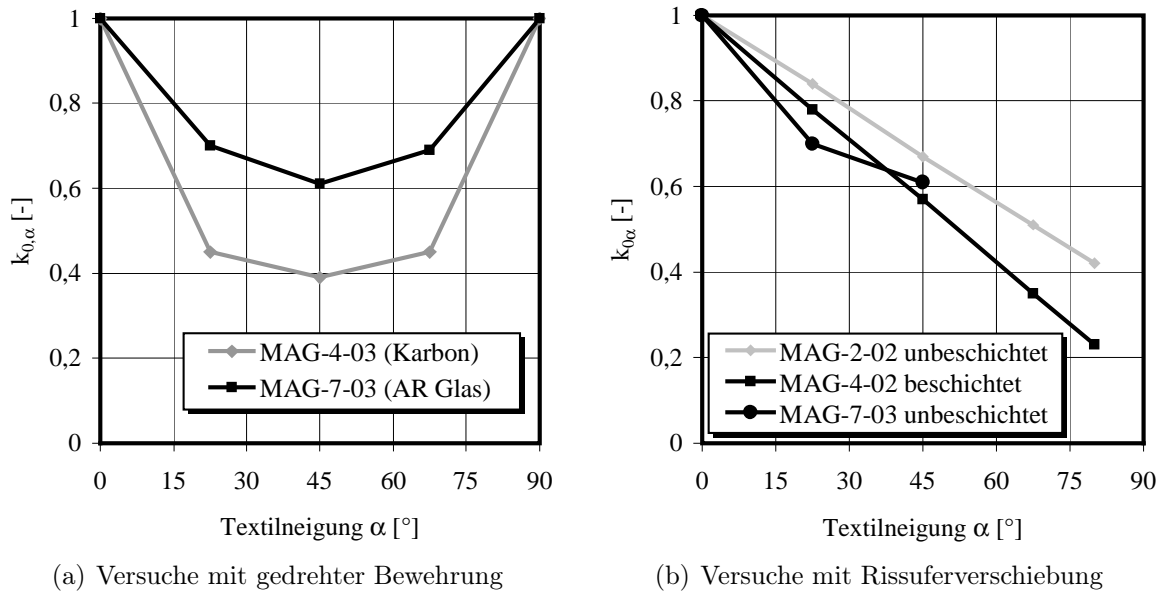


Bild 4.39: Abhängigkeit der Tragfähigkeit vom Faserwinkel nach HEGGER ET AL. (entnommen aus [148])

Die Auswirkungen auf das Tragverhalten lassen sich auch nach der Duktilität der Faserwerkstoffe differenzieren:

- Bei duktilen Fasern wird die Tragfähigkeit kaum beeinflusst. MORTON & GROVES [145] haben an Auszugversuchen mit Kupfer-, Nickel und Stahlfasern aus einer Polyesterharzmatrix nachgewiesen, dass sich die Auszugkräfte in Abhängigkeit vom Winkel verändern. Demnach steigt der Auszugwiderstand mit wachsendem Winkel bis zu einem Maximum bei etwa 45° an. Dieser Effekt ist aber eher gering, es sei denn, die Fasern sind wesentlich kürzer als ihre kritische Faserlänge. Zu ähnlichen Ergebnissen kommen auch LI ET AL. [146] bei Versuchen mit Nylon- und Polypropylen-Monofilamenten in einer zementgebundenen Matrix. LI et al. beobachten außerdem, dass bei großen Winkeln Ecken der Matrix abplatzen und das Ergebnis beeinflussen (wedge spalling).
- Bei Endlofasern aus spröden Materialien kommt es in allen bekannten Fällen zu einer Reduzierung der Tragfähigkeit mit steigendem Winkel. Bekannt sind Untersuchungen von BARTOS [147] an Filamentgarnen aus E-Glas, von HEGGER, MOLTER & VOSS [84, 148] an textilbewehrten Dehnkörpern (Bild 4.39), von BENTUR ET AL. [149] an Kurzfasern aus Carbon und MASHIMA ET AL. [80] an Endlofasern aus fibrilliertem Polypropylen. Die Arbeitsgruppe um HEGGER führte ihre Untersuchungen mit Materialien durch, die mit den in dieser Arbeit verwendeten Fasern prinzipiell vergleichbar sind.



(a) Wickelrahmen mit Fasern



(b) Schalung mit Wickelrahmen

Bild 4.40: Herstellung der Proben für die Überprüfung des Winkleinflusses

4.9.2 Ergebnisse und Diskussion

Eigene experimentelle Untersuchungen wurden an Dehnkörpern mit unidirektionaler Bewehrung durchgeführt. Dazu wurden jeweils 10 Dehnkörper hergestellt, bei denen Rovings NEG-ARG310-01 mit einem Winkel zur Belastungsrichtung eingebaut waren. Der Winkel wurde in Schritten von etwa 5° von 0° bis 45° variiert (0° , 5° , 19° , $22,5^\circ$, 25° , 30° , 35° und 40°). Die Rovings waren in 4 Lagen aufgeteilt und jeweils symmetrisch zur Mittelebene des Versuchskörpers mit wechselndem Vorzeichen für den Winkel α eingebaut. In Dickenrichtung ergibt sich für die Orientierung der Bewehrung folgendes Muster: $-\alpha$, $+\alpha$, $+\alpha$, $-\alpha$. Durch diese Anordnung heben sich die Torsionsmomente nach der Rissbildung auf. Die Herstellung erfolgte, indem die Wickelrahmen in einem entsprechenden Winkel auf den frischen Beton aufgelegt und fixiert wurden. Dadurch lässt sich jeder beliebige Winkel für jede Bewehrungslage separat einstellen (Bild 4.40).

Bei der Auswertung der Versuchsergebnisse muss berücksichtigt werden, dass mit steigendem Winkel α trotz konstantem Faservolumengehalt V_f die Anzahl der das Rissufer kreuzenden Fasern geringer wird. Die zur Ermittlung der winkelabhängigen Bruchspannung $\sigma_{fu,\alpha}$ verwendete Faserfläche A_f wird dazu mit $\cos \alpha$ multipliziert. Bezieht man die winkelabhängigen Bruchspannungen $\sigma_{fu,\alpha}$ auf den Referenzfall $\sigma_{fu,0}$ mit $\alpha = 0^\circ$, erhält man das im Bild 4.41 dargestellte Diagramm. Die Ergebnisse zeigen einen annähernd kontinuierlichen Rückgang der Tragfähigkeit in Abhängigkeit vom Winkel der Bewehrung. Am

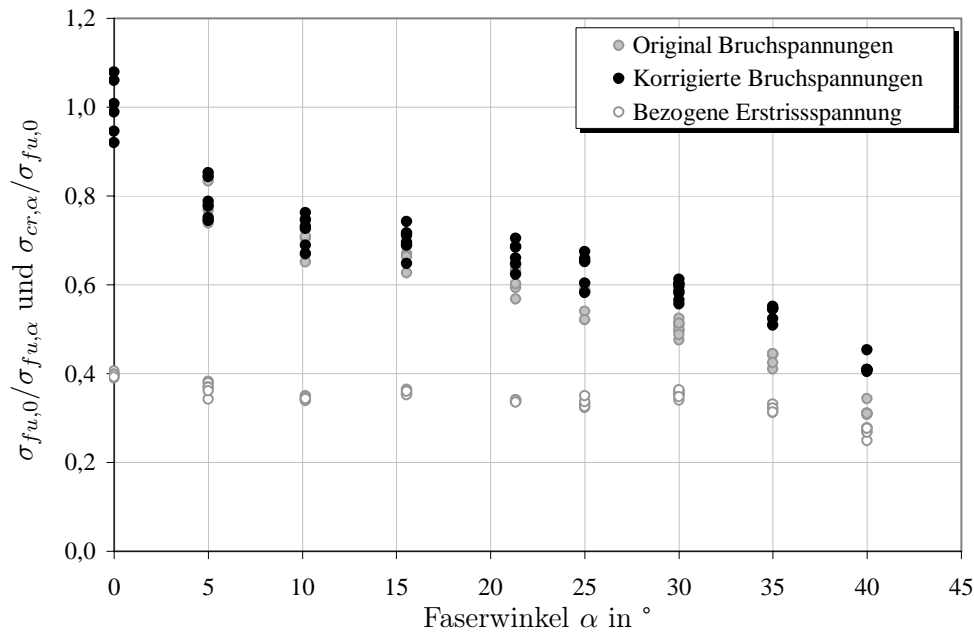


Bild 4.41: Bezogene Festigkeit $\sigma_{fu,\alpha}/\sigma_{fu,0}$ in Abhängigkeit des Winkels α zwischen Bewehrung und Belastung mit und ohne Korrektur der Faserfläche A_f mit $\cos \alpha$ sowie bezogene Erstrissspannung $\sigma_{cr,\alpha}/\sigma_{fu,0}$

größten ist dabei der Unterschied zwischen 0° und 5° . Zusätzlich sind in Bild 4.41 die auf die Bruchlast der Referenzproben mit $\alpha = 0^\circ$ bezogenen Erstrisslasten eingetragen. Sie zeigen bis zu einem Winkel von 40° nur einen leichten Rückgang von wenigen Prozent. Bei einem Winkel $\alpha > 45^\circ$ konnte kein Vergleichswert der Bruchlast ermittelt werden, da die Proben vor dem Erreichen des abgeschlossenen Rissbildes (Zustand IIb) versagten.

In Bild 4.42 sind die Bruchdehnungen ε_{cu} und die Dehnungen beim Erreichen der abgeschlossenen Rissbildung (Übergang vom Zustand IIa in den Zustand IIb) als Absolutwerte aufgetragen. Die Dehnungen zum Erstriss lassen sich in dieser Skalierung nicht sinnvoll darstellen, deshalb sei für die folgende Diskussion auf die Erstrissspannungen im Bild 4.41 verwiesen.

4.9.3 Effektive Probenbreite

Bei der Belastung der Dehnkörper mit einer Bewehrung in einem Winkel $\neq 0^\circ$ erreichen Rovings nahe des Probenrandes nicht die volle Verankerungslänge. Bild 4.43 verdeutlicht das Problem. Man benötigt eine bestimmte Länge im Verbund – die Verankerungslänge – um eine Kraft entsprechend der Tragfähigkeit der Fasern einleiten zu können. Durch den Winkel der Fasern $\neq 0^\circ$ zur Probenlängsrichtung werden die Verankerungslängen der Fasern am Probenrand geometriebedingt kürzer und unterschreiten an einem bestimmten Punkt die für die Einleitung der Bruchkraft notwendige Verankerungslänge. Solche Rovings versagen nicht durch Bruch aller Filamente, sondern werden ganz oder teilweise aus der Matrix ausgezogen. Dieses Verhalten soll hier als Randstörung bezeichnet werden. Es führt in jedem Fall zu einer gegenüber dem Fall ohne Randstörung geringe-

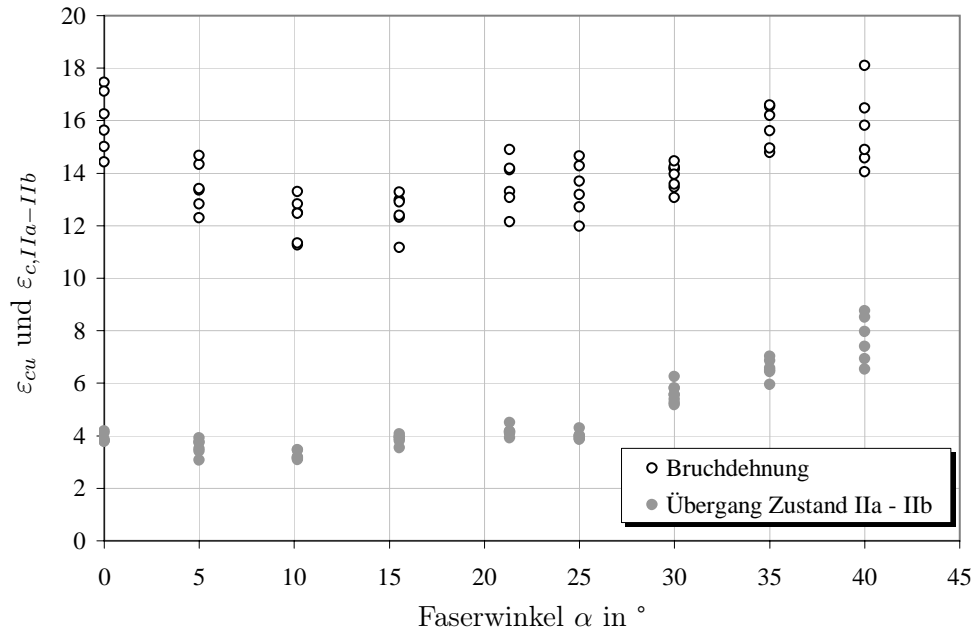


Bild 4.42: Bruchdehnung ϵ_{cu} und Dehnung $\epsilon_{c,IIa-IIb}$ am Übergang zwischen Zustand IIa und Zustand IIb

ren Bruchlast, da die Fasern mit Auszugversagen voraussetzungsgemäß einen geringeren Beitrag leisten.

Im Folgenden soll untersucht werden, wie diese Randstörung bei der Auswertung berücksichtigt werden kann. Dazu wird aus dem Versagensbild der Probenkörper die Größe der Randstörung und eine effektive Probenbreite ermittelt, auf die die ermittelte Bruchlast bezogen werden kann. Es wird angenommen, dass die Auszugskraft linear von der Verbundlänge abhängt. Am Versagensbild der Dehnkörper in Bild 4.44 lässt sich die notwendige Verbundlänge wie folgt ablesen:

- Rovings, bei denen die Filamente aus der Bruchfläche auf einer geringeren Länge herausragen als die auf der gegenüberliegenden Seite tatsächlich vorhandene Verbundlänge, werden als ausreichend verankert angenommen.
- Rovings, bei denen die Filamente genau soweit aus der Bruchfläche hinausstehen wie die auf der gegenüberliegenden Seite tatsächlich vorhandene Verbundlänge, werden als ausgezogen eingeordnet.

Aus der augenscheinlichen Zuordnung der einzelnen Rovingendenden an der Bruchfläche ergibt sich die für den Faserbruch notwendige Verankerungslänge l_0 . Für den Winkel $\alpha = 0^\circ$ kann die Verbundlänge nicht ermittelt werden, da erwartungsgemäß kein Roving durch Auszug versagt hat. Auch bei $\alpha = 5^\circ$ hat kein Roving durch Auszug versagt. Aus dem Winkel α , der vorhandenen Probenbreite b_0 und der Verankerungslänge l_0 ergibt sich der Bereich der Probe, in dem die Rovings voll verankert sind zu

$$b_{voll} = b_0 - 2l_0 \sin \alpha \quad (4.18)$$

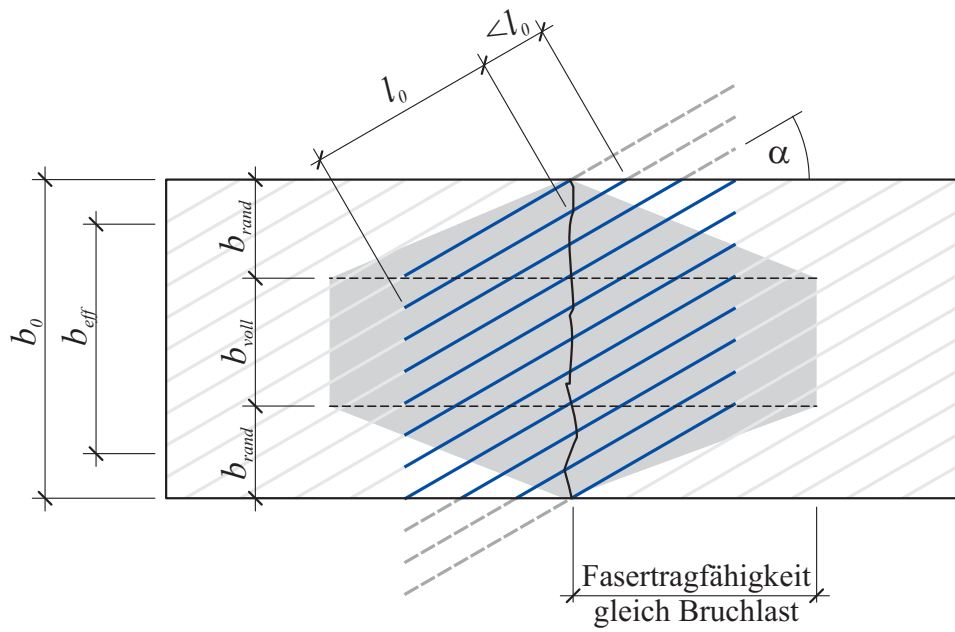


Bild 4.43: Definition der effektiven Breite



(a) Faserwinkel 15°

(b) Faserwinkel 25°

(c) Faserwinkel 35°

Bild 4.44: Beispiele für Versagensbilder mit Faserbruch und Faserauszug am Rand

und für die Breite der beiden gestörten Randbereiche b_R jeweils

$$b_{rand} = l_0 \sin \alpha . \quad (4.19)$$

Unter der Voraussetzung, dass in den Randbereichen die übertragbare Kraft linear von der vorhandenen Verankerungslänge abhängig ist, ergibt sich die effektive Breite zu

$$b_{eff} = b_0 - l_0 \sin \alpha . \quad (4.20)$$

Durch den Bezug der Bruchlasten auf die effektive Probenbreite b_{eff} wird der Einfluss der Randstörung eliminiert.

Die Verankerungslänge l_0 wird an den geprüften Proben ermittelt. Aus den Bruchflächen stehen beiderseits Fasern heraus. Rovings, deren Verankerungslänge l_0 unterschritten ist, enthalten typischerweise zahlreiche Filamente, die exakt so lang sind wie die vorhandene Verankerungslänge. Diese Filamente sind nicht gerissen, sondern aufgrund der Unterschreitung von l_0 ausgezogen. Rovings, die mit $> l_0$ verankert sind, zeigen typischerweise ein Büschel Filamente mit unterschiedlichen Längen kleiner als die vorhandene Verankerungslänge. Mit diesen Kriterien wurde die Verankerungslänge l_0 an allen untersuchten Proben einzeln bestimmt. Für die Berechnung der effektiven Breite wurde schließlich ein Mittelwert¹² von $l_0 = 26,4$ mm verwendet. Die so ermittelten effektiven Breiten werden zur vorhandenen Breite ins Verhältnis gesetzt (Bild 4.45) und zur Korrektur der in Bild 4.41 dargestellten – schon vom Einfluss des winkelabhängigen Fasergehaltes A_f befreiten – Tragfähigkeit verwendet. Die Korrektur erfolgt durch

$$\text{korr} \frac{\sigma_{fu,0}}{\sigma_{fu,\alpha}} = \frac{b_0}{b_{eff}} \cdot \frac{\sigma_{fu,0}}{\sigma_{fu,\alpha}} . \quad (4.21)$$

So korrigiert ergibt sich für die Tragfähigkeit das in Bild 4.45 dargestellte Ergebnis. Nach der Berücksichtigung der effektiven Breite b_{eff} ergeben sich mit steigendem Faserwinkel α höhere Tragfähigkeiten als ohne die Korrektur. Im Bereich $\alpha = 10 \dots 25^\circ$ ist die Tragfähigkeit vom Winkel unabhängig.

4.9.4 Schlussfolgerungen

Im Bereich von $\alpha = 0 \dots 10^\circ$ fallen die Bruchspannungen deutlich, ebenso wie die Bruchdehnungen, während die Dehnungen $\varepsilon_{c,IIa-IIb}$ weitgehend auf einem Niveau sind. Das heißt, die Bruchdehnungen zeigen einen direkten Zusammenhang zur Tragfähigkeit und sind von der Rissbildung weitgehend unabhängig. Im Bereich $\alpha = 25 \dots 40^\circ$ steigen die Bruchdehnungen und die Dehnungen $\varepsilon_{c,IIa-IIb}$ gleichermaßen an, während die Bruchlasten abnehmen. Daraus lässt sich schlussfolgern (Bild 4.46):

¹²Die Verbundlängen wurden in Abhängigkeit vom Winkel an den verschiedenen Serien erfasst. Die ermittelten Werte von l_0 zeigten zwar eine gewisse Abhängigkeit vom Winkel, mit einem Maximum bei 20° , jedoch führt die Verwendung der tatsächlich gemessenen l_0 zu Abweichungen gegenüber den dargestellten Ergebnissen von max. 1,7 % bei der Korrektur der Tragfähigkeit. Aus diesem Grund wurde der Mittelwert für l_0 aus allen Einzelmessungen verwendet.

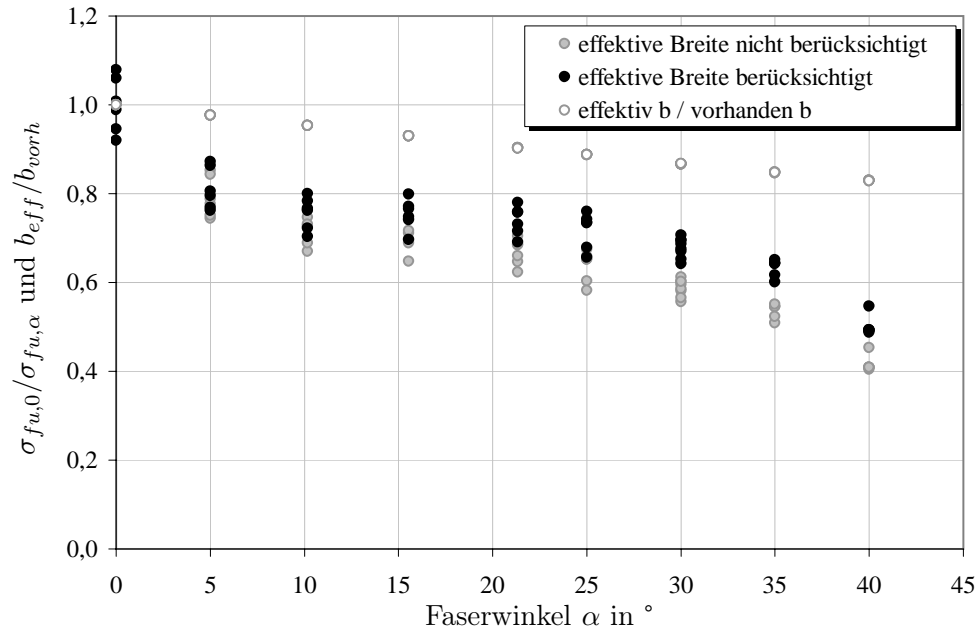


Bild 4.45: Verhältnis b_{eff}/b_{vorh} sowie bezogene Tragfähigkeit $\sigma_{fu,0}/\sigma_{fu,\alpha}$ mit und ohne Berücksichtigung der effektiven Breite b_{eff}

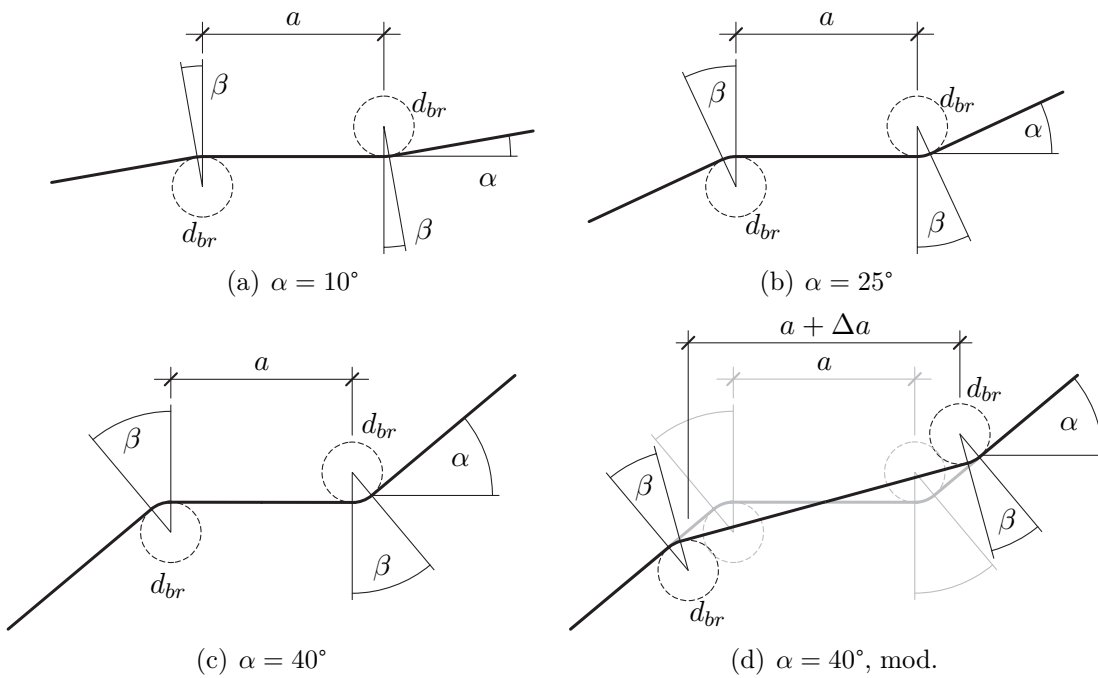


Bild 4.46: Diskussion des Verhaltens der Rovings am Rissufer bei verschiedenen Winkeln α zwischen Faser und Rissufer

- Die Bruchlast und -dehnung sind bei kleinen α (Bild 4.46(a) und 4.46(b)) unabhängig von der Rissbildung. Das heißt, die Bruchlasten werden vor allem durch die Umlenkung an den Rissufern beeinflusst. Bei der Umlenkung der Fasern um ein Rissufer stellt sich ein endlicher Krümmungsradius für die Filamente am Innenrand der Krümmung ein. Vermutlich führt die zusätzliche Beanspruchung aus Zug und Biegung am Rissufer zu einem Absinken der Festigkeit. Man kann sich die Beanspruchung der Filamente am Rissufer wie die Umlenkung des Faserbündels über eine Rolle mit einem bestimmten Durchmesser d_{br} vorstellen. Die Ergebnisse in Bild 4.45 legen den Schluss nahe, dass maßgeblich der Krümmungsradius $d_{br}/2$ für den Lastabfall verantwortlich ist, der Winkel $\alpha \approx \beta$ bzw. die Länge des gekrümmten Bereiches $d_{br}\pi 180^\circ/\beta$ dagegen wenig Einfluss zeigen. Dieses Modell ermöglicht die Erklärung des geringen Einflusses auf die Tragfähigkeit im Bereich $\alpha = 10 \dots 25^\circ$.
- Die Zunahme der Dehnungen $\varepsilon_{c,IIa-IIb}$ für $\alpha > 25^\circ$ (Bild 4.46(c)) führt zu der Annahme, dass zusätzliche Effekte auftreten. Mit einer höheren Dehnung der Fasern kann die Zunahme der Verformungen nicht begründet werden, da das Lastniveau mit steigendem α nahezu unverändert bleibt. Vermutlich kommt es zum Versagen größerer Bereiche der Matrix auf der Innenseite der Krümmung, so dass der Bereich $a \rightarrow a + \Delta a$ vergrößert wird, indem sich die Faser gerade zieht (Bild 4.46(d)). Das wiederum müsste eine ungünstigere Beanspruchung der Filamente auf der Innenseite der Krümmung zur Folge haben. Vermutlich führen die neu entstandenen Bruchflächen zu einem kleineren Krümmungsradius $d_{br}/2$. Die „schärferen“ Beanspruchungen durch die neu entstandenen Bruchflächen würden jedenfalls den mit $\alpha > 25^\circ$ verbundenen Abfall der Tragfähigkeit erklären helfen.

Eine bildgebende Dokumentation der Rissufer könnte hier zur Klärung beitragen. Im Vergleich zu den Untersuchungen der Arbeitsgruppe um HEGGER (siehe Bild 4.39) zeigen die Ergebnisse deutliche Unterschiede in Größe und Verlauf der Abhängigkeit der Tragfähigkeit vom Faserwinkel. Zu den zitierten Versuchen seien die folgenden Bemerkungen gestattet:

- In den Arbeiten von HEGGER ET AL. mit textilen Bewehrung ist nicht dokumentiert, wie die Randstörungen bei der Auswertung der experimentellen Untersuchungen berücksichtigt werden. Es wird deshalb angenommen, dass die Tragfähigkeiten nicht auf die effektive Breite b_{eff} bezogen sind. Sie gelten deshalb vermutlich nur für eine Breite von 10 cm. Dieser Einfluss führt zu einer Unterschätzung der Tragfähigkeit.

In den Arbeiten wurden unsymmetrisch aufgebaute Textilien um einen Winkel von $22,5^\circ$ bzw. 45° gedreht eingebaut. Es ist nicht dokumentiert, ob wie im vorliegenden Fall auf einen symmetrischen Aufbau geachtet wurde. In [148] ist für die Ergebnisse in Bild 4.39(a) nur eine Drehrichtung definiert. Das würde heißen, dass bspw. bei $22,5^\circ$ Drehwinkel die Rissufer sowohl von Fasern der Kettrichtung mit $22,5^\circ$ als auch von Fasern der Schussrichtung mit einem Winkel von $67,5^\circ$ gekreuzt werden. Das indiziert folgende Vermutungen:

1. Die Ergebnisse beschreiben die Kombination zweier Fasern mit unterschiedlichem Winkel.
2. Die Ergebnisse beschreiben die Kombination zweier Fasern mit unterschiedlichen Verbundeigenschaften¹³.

Die Versuche beschreiben damit eine ausgesprochen spezielle Kombination von verschiedenen Fasern mit verschiedenen Winkeln zum Rissufer.

Durch die unsymmetrische Anordnung der Bewehrung kommt es zu Verschiebungen der Rissufer gegeneinander. Die Ergebnisse beziehen sich deshalb faktisch auf eine Kombination von Rissöffnung und Rissverschiebung. Die Rissverschiebung führt zu einer geringeren Umlenkung als bei symmetrischem Probenaufbau ohne Rissuferverschiebung. Die Tragfähigkeit wird deshalb vermutlich überschätzt.

- Die Arbeiten von HEGGER & VOSS [148] mit Rissuferverschiebung zeigen einen interessanten Ansatz. Theoretisch kann so der Einfluss beliebiger Winkel und sogar der Einfluss der Verformungsgeschichte untersucht werden, da das Verhältnis von Rissbreite und Rissuferverschiebung in weiten Grenzen veränderbar ist.

Bei diesem Verfahren wird angenommen, dass der untersuchte Faserwinkel α gleich dem Winkel ist, der sich aus Rissöffnung a_x und Rissuferverschiebung a_y zu $\beta = \tan a_x/a_y$ ergibt. Das ist aber in keiner Weise abgesichert. Wenn der Umlenkpunkt der Filamente eines Rovings nicht mit dem Rissufer identisch ist – was sehr wahrscheinlich ist – werden mit diesem Verfahren die Ergebnisse jeweils einem zu großen Winkel zugeordnet. Das heißt, mit diesem Verfahren werden – zumindest solange der Zusammenhang zwischen den relativen Verschiebungen der Rissufer und dem Faserwinkel nicht geklärt ist – die Tragfähigkeiten bei einem bestimmten Winkel überschätzt. Randbedingungen bzw. Annahmen, die zu auf der unsicheren Seite liegenden Ergebnissen führen, sind nicht sinnvoll.

Offensichtlich ist der Zusammenhang von Faserwinkel und Tragfähigkeit von zahlreichen Parametern abhängig. Die praktisch möglichen Parameterkombinationen sind so vielfältig, dass eine experimentelle Untersuchung aller fraglichen Kombinationen mit akzeptablem Aufwand nicht möglich ist. Es muss deshalb an dieser Stelle empfohlen werden, den Zusammenhang zwischen Tragfähigkeit und Faserwinkel bei Bedarf für die gewünschte Kombination zu untersuchen oder auf der sicheren Seite liegend zu schätzen.

Die vom Verfasser durchgeführten Untersuchungen zeigen, dass schon bei geringen Faserwinkeln ein spürbarer Rückgang der Tragfähigkeit beobachtet werden kann, der sich aber bei größeren Faserwinkeln bis etwa $\alpha = 25^\circ$ auf relativ konstantem Niveau bewegt. Bei einer weiteren Erhöhung des Faserwinkels sinkt die Tragfähigkeit deutlich ab. Als Erklärung wurde ein Gedankenmodell vorgestellt, dass allerdings noch experimenteller Überprüfung bedarf.

¹³Kett- und Schussfaden haben meist sehr unterschiedlichen Verbundeigenschaften, siehe Abschnitt 5.7.

4.10 Verbundeigenschaften

4.10.1 Stand des Wissens

Die Verbundeigenschaften der Komponenten eines Verbundwerkstoffes sind der Schlüssel zum Verständnis des Tragverhaltens. Bei Betrachtung eines einfachen Systems mit einer Faser, die in Belastungsrichtung in den Beton eingebettet ist, sind zwei Eigenschaften dominierend: Die Größe der Grenzfläche und die Eigenschaften dieser Grenzfläche entlang der Faser.

Die Größe der Grenzfläche ergibt sich aus dem Verbundumfang der Faser und dem in Faserlängsrichtung betrachteten Abschnitt. Die Länge des betrachteten Abschnittes ist entweder bekannt oder kann einfach ermittelt werden. Die Bestimmung des Umfanges ist aufgrund der unregelmäßigen Geometrie der Garne schwieriger und kann mit dem in Abschnitt 3.2 vorgestellten Verfahren durchgeführt werden.

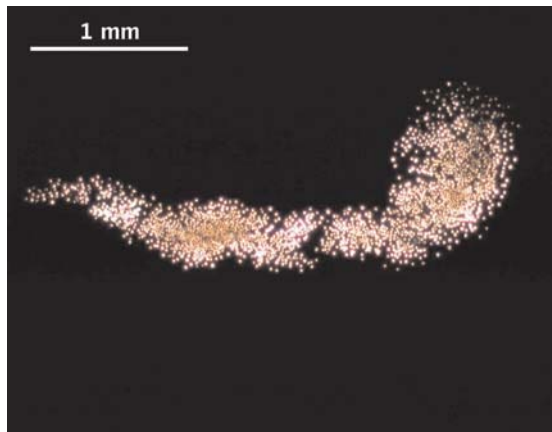
Für die verwendeten Multifilamentgarne ist es typisch, dass die einzelnen Filamente keine strenge Anordnung zueinander besitzen und die Form des Rovings sehr variabel ist. Die Vielfalt der möglichen Variationen soll durch Bild 4.47 demonstriert werden, ein weiteres Beispiel findet sich bei PURNELL [107].

Aufgrund der kreisförmigen Querschnitte der Filamente kann die Packungsdichte nicht über einem theoretischen Grenzwert liegen. Die theoretisch dichteste Packung $\eta_{p,\max}$ ergibt sich durch Betrachtung am ebenen System aus dem Quotienten der Flächen eines eingeschriebenen gleichseitigen Dreiecks $A_{Dreieck}$ (Kantenlänge $2r$, mit den Eckpunkten in den Mittelpunkten von drei sich berührenden kreisförmigen Filamenten) und der Fläche der darin enthaltenen Faserquerschnittsfläche der drei Fasern A_{Faser} .

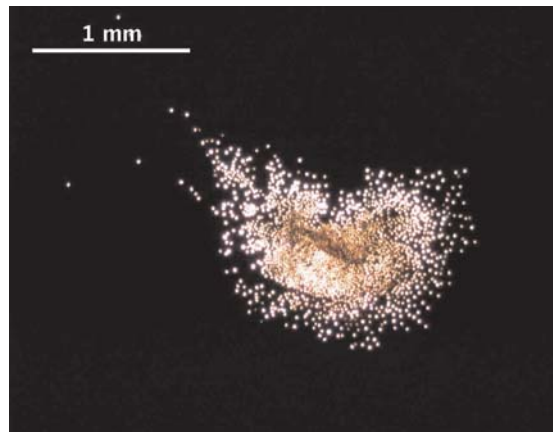
$$\eta_{p,\max} = \frac{A_{Faser}}{A_{Dreieck}} = \frac{2r^2 \sin 60^\circ}{1/2 \pi r^2} \approx 0,907. \quad (4.22)$$

Das heißt, maximal 90,7 % der Querschnittsfläche eines Faserbündels können durch die Fasern eingenommen werden, mindestens 9,3 % entfallen auf die Zwischenräume zwischen den Fasern. In der Praxis kann diese maximale theoretische Packungsdichte aufgrund der willkürlichen Anordnung der Fasern nicht erreicht werden.

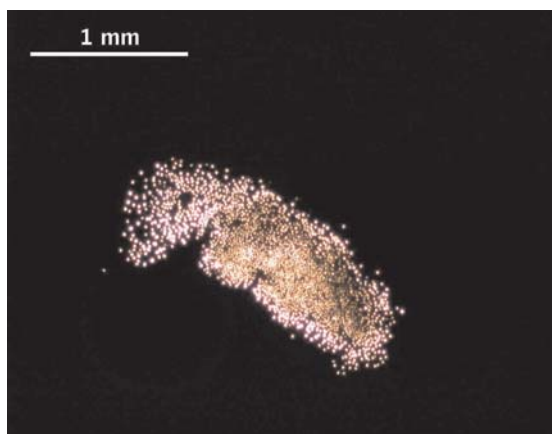
Der Elastizitätsmodul hat erheblichen Einfluss auf das Verbundverhalten der Fasern. Grundsätzlich wird die Faser-Matrix-Grenzfläche durch die Querkontraktion bei Zugbeanspruchung der Faser belastet. Bei niederm moduligen Fasern und üblichen Querdehnzahlen um $\mu = 0,2$ führt dieser Effekt zu einer sehr kurzen Lasteinleitungslänge. Asymptotisch folgt daraus mit fallendem Elastizitätsmodul der Faser, dass bei steigender Belastung der Faser kein ausreichender Bereich zur Übertragung der Verbundkräfte aktiviert werden kann und das System ohne Steigerung der Belastung durch fortschreitendes Versagen des Verbundbereiches kollabiert. So wurde von KELLY & ZWEBEN [150] und von PINCHIN [151] eine Hypothese aufgestellt, dass eine mehrfache Rissbildung mit niederm moduligen Fasern nicht möglich sei. BAGGOTT & GANDHI haben diese Hypothese durch experimentelle Untersuchungen später widerlegt [152].



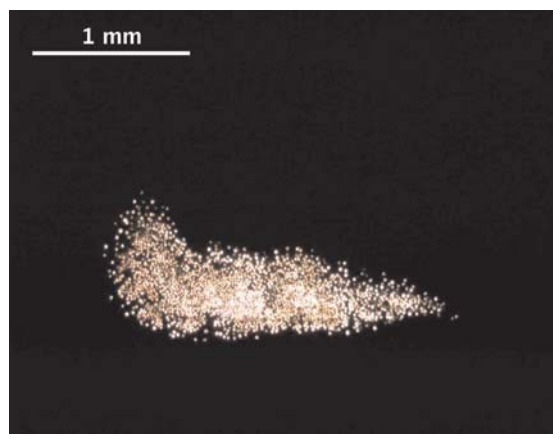
(a)



(b)



(c)



(d)

Bild 4.47: Beispiele für die Vielfalt der Geometrie eines Filamentgarnes

Auf die verschiedenen theoretischen Modelle zur Beschreibung des Verbundverhaltens wurde bereits in Abschnitt 4.1 hingewiesen. Mit dem ACK-Modell ist es möglich, die als konstant angenommene Verbundspannung aus dem Rissbild zu ermitteln. Unter Berücksichtigung des praktisch auftretenden mittleren Rissabstandes von $X = 1,364 \pm 0,002 x'$ (siehe Abschnitt 4.6.1) ergibt sich die konstante Schubspannung τ zu

$$\tau = 1,364 \frac{V_m}{V_f} \frac{\sigma_{mu}}{X} \frac{A_f}{U_f} \quad (4.23)$$

mit Matrixvolumenanteil V_m , Faservolumengehalt V_f , Matrixbruchspannung σ_{mu} , tatsächlichem mittlerem Rissabstand X , Querschnittsfläche eines Garnes A_f und dem Umfang eines Garnes U_f . Der Matrixvolumenanteil V_m und der Faservolumengehalt V_f sind üblicherweise bekannt. Die Matrixbruchspannung σ_{mu} kann aus den Dehnkörperversuchen abgelesen werden, siehe Abschnitt 4.4.2.

Bei der Querschnittsfläche eines Rovings A_f wird auf die von ABDKADER ermittelten Werte in Anhang B zurückgegriffen. Sie wurden mit Hilfe der Dichte und der Feinheit bestimmt.

In Abschnitt 3.2 wurde ein neues Verfahren zur experimentellen Ermittlung des Umfangs vorgestellt. Die Bestimmung der Umfangslänge U_f bereitet aber bisher die meisten Schwierigkeiten. Deshalb ist es durchaus üblich, bei unbekanntem U_f , dieses auf die linke Seite der Gleichung 4.23 zu ziehen und eine bezogene Verbundspannung τU_f anzugeben, siehe z. B. LITWIN [153]. In verschiedenen Arbeiten werden die zu Grunde gelegten U_f nicht angegeben, z. B. REINHARDT ET AL. [154]. Vermutlich wurde dort der Umfang unter Annahme eines homogenen, kompakten, kreisförmigen Querschnittes aus der Faserquerschnittsfläche ermittelt.

DE VEKEY & MAJUMDAR berichten in [155] von Verbundspannungen zwischen (E-) Glasfasern und Portlandzement-Matrix von $6,38 \text{ N/mm}^2$ bei Normklima und $9,25 \text{ N/mm}^2$ bei Wasserlagerung. Die Versuche wurden mit E-Glas „Fasern“ mit einem Durchmesser von $0,5$ bis $1,0 \text{ mm}$ Durchmesser unternommen. PURNELL führte Untersuchungen an unidirektional bewehrten Dehnkörpern mit CemFil-Rovings aus 200 Filamenten mit einem Faservolumengehalt von $1,5\%$ bei verschiedenen Lagerungsbedingungen durch. Er bestimmte die Umfangslänge im Detail (siehe Abschnitt 3.2) und ermittelte aus dem Rissbild mit Gl. (4.23) Verbundspannungen für verschiedenen Matrices bei 20°C im Alter von 28 Tagen von $1 \dots 2 \text{ N/mm}^2$. PELED & BENTUR untersuchten die Auswirkung der Garnaufmachung auf die Verbundeigenschaften und berichten von höheren Verbundspannungen bei gedrehten Garnen im Vergleich zu den gleichen Garnen, wenn sie gerade ausgerichtet sind. Durchgeführt wurden die Auszugversuche an Filamentgarnen aus niedermoduligen Kunststofffasern [156].

Bei Auszugversuchen von einzelnen Filamenten der Faser NEG-ARG620-01 aus einer reinen Zementmatrix berichten ZHANDAROV & MÄDER von lokalen Verbundfestigkeiten von $23,3 \text{ N/mm}^2$ und einer Verbundspannung bei Reibung in der Höhe von $4,6 \text{ N/mm}^2$ [157].

Ändert man die Belastungsrichtung von Zug auf Druck, erhält man einen Ausdrückversuch (engl. push out). ZHU & BARTOS [158] sowie von GLINICKI [159] haben solche

Versuche durchgeführt, indem sie jeweils ein einzelnes Filament eines Rovings mit einer entsprechenden Einrichtung aus dem Bündel herausgedrückt haben. GLINICKI hat dabei für Randfasern etwa doppelt so hohe Ausdrückkräfte gemessen wie für Fasern im Innern des Bündels.

GLINICKI [159] stellte an Ausdrück-Versuchen (Push-Out) an Filamentgarnen aus AR-Glas fest, dass die Maxima für die Kernfasern etwa halb so groß sind wie für die Randfasern. Diese Ergebnisse lassen sich aber nicht verallgemeinern. Die Verhältnisse der Verbundfestigkeiten zwischen Kern- und Randfasern hängen unmittelbar mit der Schlichte zusammen, die nach den vorliegenden Erfahrungen sehr produktspezifisch ist.

ZHU & BARTOS [158] drückten mit einer kleinen Spitze und einer Kraft von 500 mN auf einzelne Filamente (Push-in) und haben dabei die Verformung gemessen. Sie bestätigen eine große Bandbreite der Verbundeigenschaften für die Filamente in einem Roving. Der Widerstand gegen eine Verschiebung ist bei den äußeren Filamenten um den Faktor 2 bis 4 größer als bei den Filamenten im Kern des Rovings.

Eine Sonderstellung nehmen die beiden folgenden Arbeiten ein. AKIHAMA et al. [160] ist es gelungen, eine Methode zu entwickeln, aus der mittleren Länge der aus der Bruchfläche herausstehenden Fasern die Verbundspannung zwischen Fasern und Matrix zu ermitteln. Voraussetzung für die Anwendung ist allerdings die strenge Belastungsorientierung. OBLA und LI erweiterten diese Methode für eine zufällige 3-dimensionale Faseranordnung [161]. Grundsätzlich ist jedoch Voraussetzung, dass es sich um einzelne Filamente handelt und diese kürzer als die kritische Faserlänge sind. Auf Bewehrungen aus Endlosfasern oder Textilien aus Endlosfasern ist die Methode deshalb nicht anwendbar.

4.10.2 Experimentelle Untersuchungen und Diskussion

Der mittlere Rissabstand wurde an den Versuchskörpern mit dem innerhalb einer Serie variierten Faservolumengehalt untersucht. Zunächst wurde dazu die Anzahl Risse n_r mit der in Abschnitt 3.3.2 beschriebenen Methode sichtbar gemacht und anschließend auf einer Länge l_r von 200 bis 250 mm ausgezählt. Im Regelfall wurde die Bestimmung an wenigstens zwei Proben je Serie und drei Profilen je Probe durchgeführt. Der mittlere Rissabstand X ergibt sich damit zu

$$X = \frac{l_r}{n_r - 1}. \quad (4.24)$$

Die Bilder 4.48 und 4.49 zeigen die ermittelten mittleren Rissabstände X . Die Ergebnisse sind auch im Abschnitt 3.3.2, Bild 3.36 in einem Diagramm zusammengefasst.

Die Faserumfänge U_f konnten nur für einige der geprüften Fasern ermittelt werden. Für die Faser NEG-ARG310-01 wurde ein Umfang von ca. 11,5 mm ermittelt. Bei den verschiedenen Fasern der Feinheit 620 tex liegt mit 11,5 mm nur der Wert für die Charge NEG-ARG620-01 vor¹⁴. Aus diesem Grund wurde für alle Garne der Feinheit 620 tex ein

¹⁴Im vorliegenden Fall konnte der Umfang mit diesem Verfahren an den Fasern NEG-ARG310-01 und NEG-ARG620-01 ermittelt werden (siehe Abschnitt 5.8). Für die anderen Chargen der Feinheit 620 tex war es bisher nicht möglich, entsprechende Dünnschliffe anfertigen zu lassen.

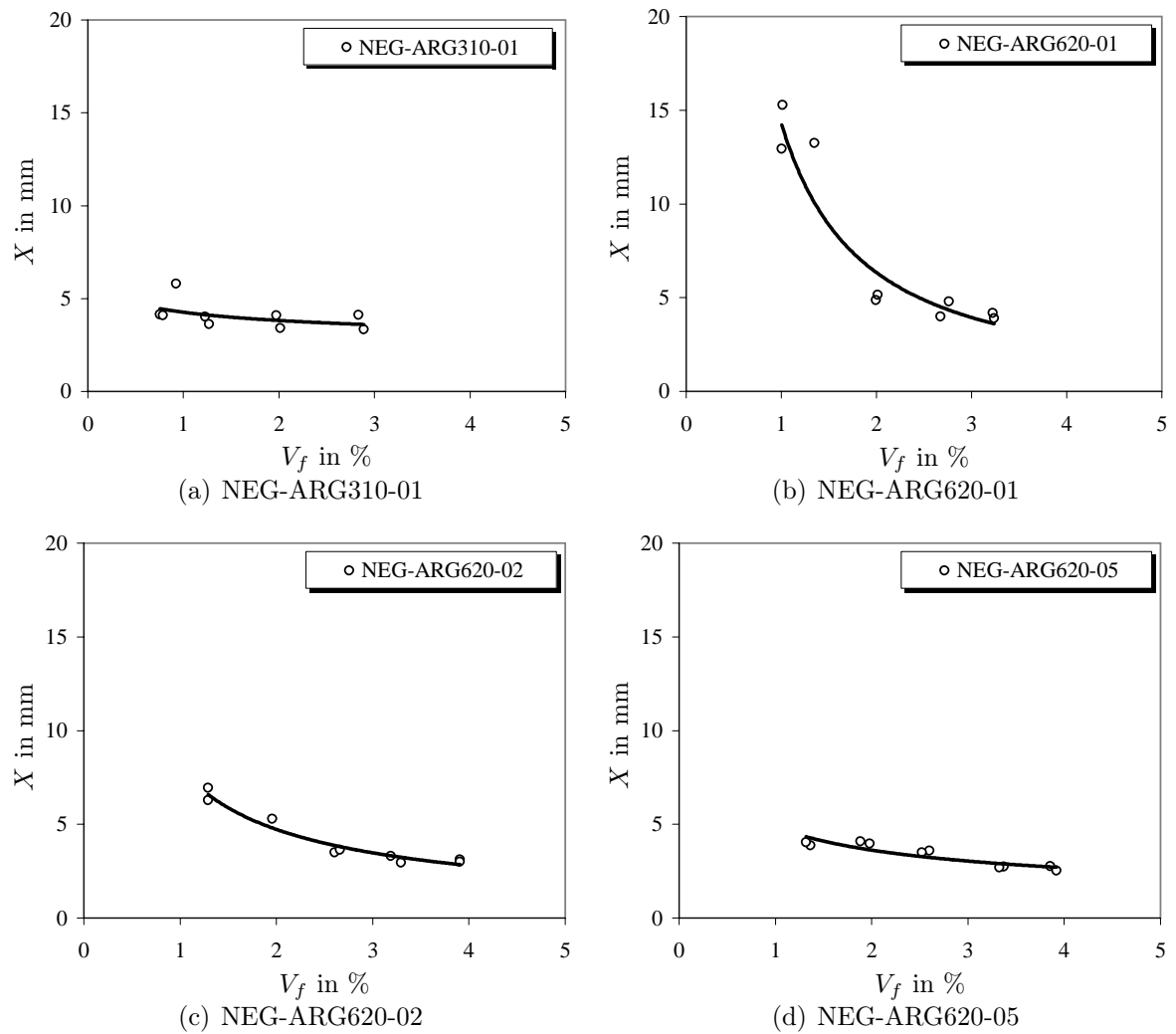


Bild 4.48: Mittlerer Rissabstand X für Dehnkörper für verschiedene Fasern (NEG, 310 und 620 tex) und Faservolumengehalte jeweils einer Herstellungscharge

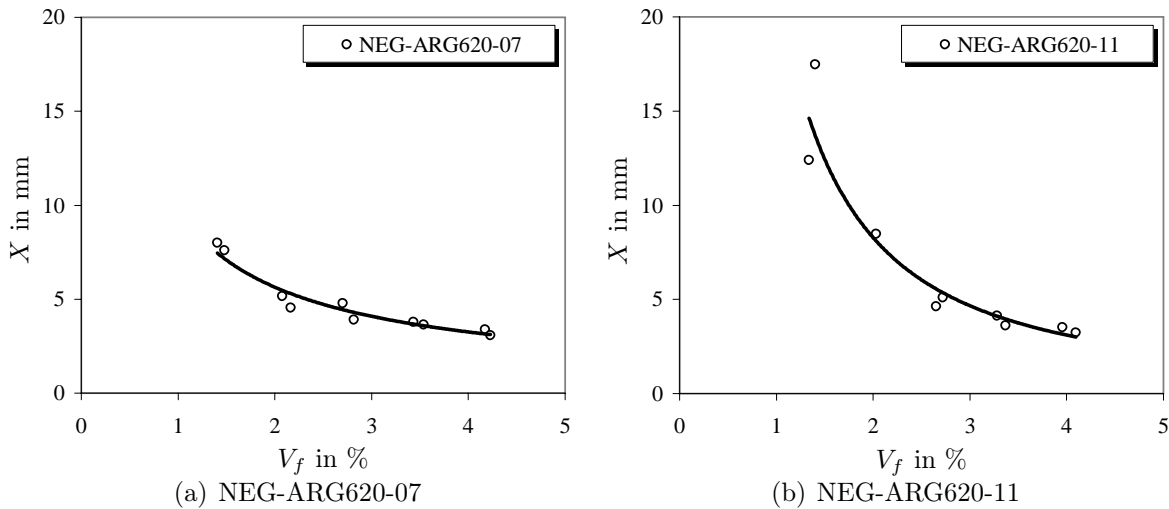


Bild 4.49: Mittlerer Rissabstand X für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern (NEG, 620 tex) und Faservolumengehalten jeweils einer Herstellungscharge

einheitlicher Wert für den Faserumfang von $U_f = 11,5$ mm verwendet. Mit dem Rissspannungsniveau in der Mitte des Zustandes IIa (siehe Bilder 4.13 und 4.14) und den mittleren Rissabständen (siehe Bilder 4.48 und 4.49) wurde eine Verbundspannung nach Gl. (4.23) ermittelt. Die Ergebnisse sind in den Bildern 4.50 und 4.51 dargestellt.

4.10.3 Schlussfolgerungen

Die ermittelten Unterschiede der Verbundspannungen τ für die einzelnen Chargen der Feinheit 620 tex werden zunächst auf unterschiedliche Eigenschaften der Schlichte zurückgeführt. Nach Angaben des Herstellers NEG unterscheiden sich die verschiedenen Garne allein durch die Zusammensetzung der applizierten Schlichte. Die Zusammensetzung der Schichten ist im Detail nicht bekannt und hier von untergeordnetem Interesse. Interessant ist es festzustellen, dass offensichtlich große Unterschiede in der Größe der Verbundspannung bestehen. Bemerkenswert ist, dass die Abhängigkeit der Verbundspannung τ vom Faservolumengehalt V_f keine eindeutige Tendenz zeigt. Es gibt sowohl Fälle mit steigender, mit (annähernd) konstanter als auch mit fallender Verbundspannung τ bei steigendem Faservolumengehalt V_f . Das führt zu der Schlussfolgerung, dass die Annahme einer konstanten Verbundspannung bei vielen Modellen (z. B. ACK-Modell, AK-Modell, OH-Modell) nicht in jedem Fall gerechtfertigt scheint. Bei den Fasersorten mit weitgehend konstanter Verbundspannung mögen diese Modelle jedoch eine einfache Alternative zu den aufwändigen Beschreibungen für die Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung darstellen.

Die Fälle, in denen sich eine ausgeprägte Abhängigkeit der Verbundspannung τ vom Faservolumengehalt V_f und damit vom Rissabstand zeigt, sind insofern interessant, als in vielen theoretischen Modellen (siehe Abschnitt 4.1) eine konstante Verbundspannung angenommen wird. Diese Annahme einer konstanten Verbundspannung ist aus verschiedenen Gründen sinnvoll:

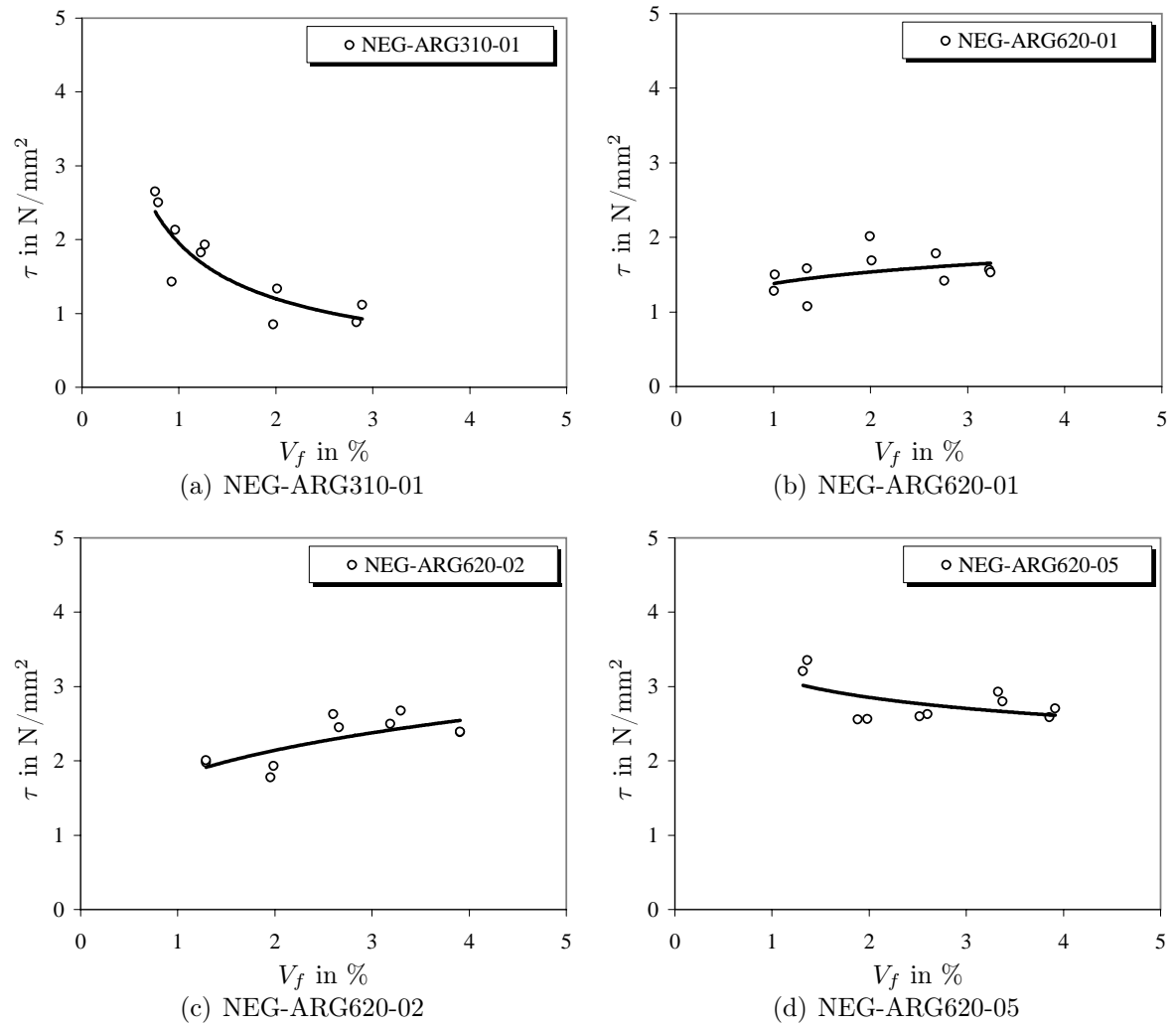


Bild 4.50: Verbundspannung τ nach Gl. (4.23) für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern (NEG, 310 und 620 tex) und Faservolumengehalten jeweils einer Herstellungscharge

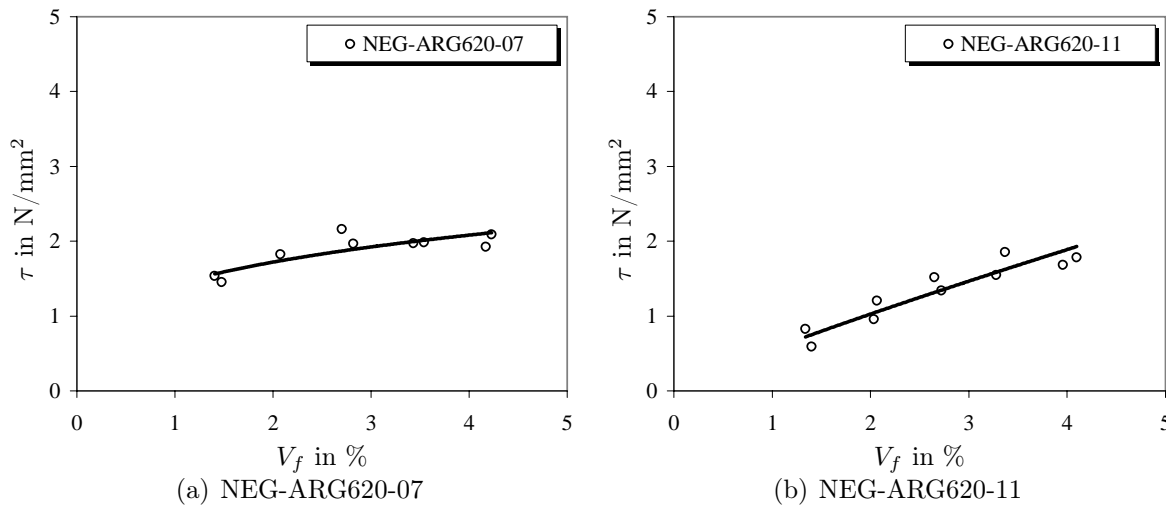


Bild 4.51: Verbundspannung τ nach Gl. (4.23) für verschiedene Fasern (NEG, 620 tex) und Faservolumenanteile jeweils einer Herstellungsladung

- Die Beschreibung des Verbundes durch eine konstante Spannung vereinfacht die Handhabung der theoretischen Modelle. Kompliziertere Beschreibungen für die Verbundspannung führen sehr schnell dazu, dass die theoretischen Modelle für das Spannungs-Dehnungs-Verhalten nicht mehr geschlossen lösbar sind.
- Nur selten liegen ausreichend Informationen vor, um die freien Parameter komplizierterer Verbundmodelle zu ermitteln. Zu hinterfragen ist auch die Übertragbarkeit von Ergebnissen aus Auszugversuchen auf reguläre Bauteile, da die Beanspruchung der Verbundbereiche unterschiedlich ist.

Bei einer ausgeprägten Abhängigkeit der Verbundspannung vom Faservolumenanteil scheint es empfehlenswert, bei Modellen mit einer konstanten Verbundspannung die zum jeweiligen Faservolumenanteil ermittelte Verbundspannung zu verwenden. Bisher ist offen, ob solche Modelle unter diesen Voraussetzungen eine gleichermaßen gute Übereinstimmung mit Versuchsergebnissen zeigen.

4.10.4 Bemerkungen zu anderen Versuchsanordnungen

Eine Vielzahl der Forschungsarbeiten zu Verbundeigenschaften von faserbewehrten Betonen basiert auf Auszugversuchen [156, 117, 162, 163, 164, 165, 75, 106, 71, 114, 72, 166, 167, 168, 146, 145, 103, 147, 169, 155]. Dabei werden einzelne Filamente, ganze Rovings oder textile Strukturen mit einer gewissen Einbettungslänge aus einer Matrix ausgezogen. Die Kraft wird auf die Verbundfläche¹⁵ bezogen und das Ergebnis sind sogenannte Schubspannungs-Schlupf-Kurven.

Störend ist grundsätzlich die Abhängigkeit der Ergebnisse von der jeweiligen Einbettungslänge der Fasern. Verwendet werden weiterhin relativ große Einbettungslängen von

¹⁵Auf die Schwierigkeiten bei der Ermittlung der Verbundfläche bei Filamentgarnen wurde bereits hingewiesen und in Abschnitt 3.2 ein geeignetes Verfahren zur Ermittlung der Umfangslinie vorgestellt.

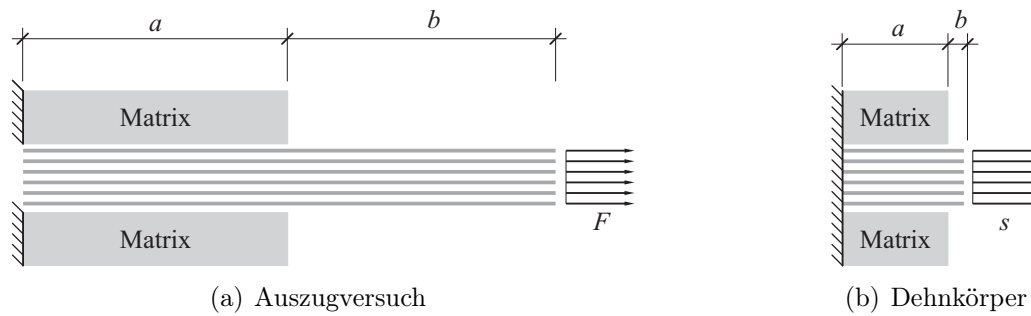


Bild 4.52: Gegenüberstellung der statischen Systeme für Auszugversuch und Dehnkörper bzw. Bauteil

10 mm und mehr, die eine Übertragung der Ergebnisse auf Verbundgesetze für den praktisch relevanten Verbundwerkstoff erschweren. Bild 4.52 zeigt eine Gegenüberstellung der statischen Systeme bei Auszugversuchen und bei einer Beanspruchung am Dehnkörper bzw. im Bauteil bei mehrfacher Rissbildung. Eingetragen sind die Verbundlänge a und die freie Länge b , die Art der Beanspruchung der Fasern und die Lagerungsbedingungen.

Bei den in dieser Arbeit behandelten Dehnkörperversuchen entspricht der Abschnitt von Mitte Riss bis zur Mitte zwischen zwei Rissen dem im Bild 4.52(b) dargestellten System. Dieser Abschnitt wird als repräsentatives Element bezeichnet und ist Grundlage aller theoretischen Modelle in Abschnitt 4.1. Die Lagerungsbedingungen am linken Rand (Mitte zwischen zwei Rissen) ergeben sich aus den Symmetriebedingungen an den Rändern des repräsentativen Elementes. Als Belastung am rechten Rand (Mitte Riss) wird die gleiche Verschiebung für alle Filamente vorgeschrieben. Die freie Länge b ist gleich der halben Rissbreite und ist in allen untersuchten Fällen $\ll 1$ mm. Das Maß a ist die Verbundlänge und entspricht offenbar genau dem untersuchten System. Bei der Ermittlung einer Verbundspannungs-Schlupf-Beziehung besteht die Schwierigkeit darin, dass die Öffnung eines einzelnen Risses nicht kontrolliert werden kann und so während der Rissöffnung ohne weiteres keine Messungen möglich sind.

Bei klassischen Auszugversuchen mit dem System im Bild 4.52(b) ist die freie Länge b meist $\gg 1$ mm, oft > 10 mm. Durch eine große freie Länge beim Auszugversuch kommt es zu einer Vergleichmäßigung der Dehnungen auf der freien Länge. Die Fasern werden dann praktisch nicht mit einer bestimmten (für alle gleichen) Verschiebung, sondern mit einer für alle Fasern gleichen Kraft ausgezogen. Bei den in dieser Arbeit untersuchten Filamentgarnen aus AR-Glas führen schon wenige Millimeter freier Länge zu diesem Effekt. Aus diesem Grund werden vereinzelt auch die Ergebnisse von zweiseitigen Auszugversuche verwendet, die diesen Nachteil vermeiden (siehe LEPENIES & RICHTER [114], LITWIN [153]). Beim zweiseitigen Auszugversuch werden ein oder mehrere Fasern in einen Betonkörper mit einer Sollbruchstelle eingebettet. Nach der Entstehung des Risses an der Sollbruchstelle wird die Rissöffnung als Messwert für den Faserauszug verwendet. Die Mitte des Risses bildet eine Symmetrieebene im System bzw. einen Fixpunkt bezüglich der Verschiebungen der einzelnen Filamente. Es scheint gerechtfertigt, näherungsweise die halbe Rissöffnung als Auszug zu interpretieren. Mit dem zweiseitigen Auszugversuch wird der Nachteil der großen freien Länge vermieden.

Aber auch der zweiseitige Auszugversuch zeigt in zwei Punkten erhebliche Abweichung in der Beanspruchung der Fasern.

- Die Verbundlängen sind ähnlich wie beim einseitigen Auszugversuch sehr groß und
- die Lagerung am linken Rand (Bild 4.52) ist mit dem des einseitigen Auszugversuches identisch und unterscheidet sich erheblich von Bild 4.52(b).

Im Verbundwerkstoff mit üblicher Rissbildung (siehe Bilder 4.48 und 4.49 bzw. Bild 3.36) beträgt der Abstand zwischen den Rissen etwa 2 . . . 10 mm. Bei Einzelsrissbildung sind die Beanspruchungen am Bauteil und am zweiseitigen Auszugversuch identisch. Je kürzer die Rissabstände, desto ausgeprägter sind jedoch die Unterschiede in der Beanspruchung. Ein Auszugversuch – auch der zweiseitige Auszugversuch – würde also nur dann realistische Ergebnisse liefern, wenn sowohl die Verbundlänge dem Rissabstand am Verbundwerkstoff angepasst wird, als auch die Lagerung am linken Rand nach Bild 4.52(b) realisiert werden könnte. Dem Verfasser ist keine Versuchsanordnung bekannt, die diese Kriterien erfüllt.

Bei der Belastung von Filamentgarnen sind noch andere Effekte zu berücksichtigen. Wie in Abschnitt 4.7 erläutert, wird nach Abschluss der Rissbildung von einem (teilweisen) Versagen der Randfilamente ausgegangen. BAHNHOLZER [64] versucht in seinem Ringmodell das Versagen der Filamente zu berücksichtigen. Es stehen allerdings keine Informationen zur Verfügung, an welcher Stelle die Filamente versagen.

5 Tragverhalten mit textiler Bewehrung

5.1 Stand des Wissens

Über das Tragverhalten von Textilbeton mit hochmoduligen Fasern sind in der einschlägigen Literatur wenig Informationen zu finden, galten doch die spröden Hochleistungsfasern aus AR-Glas bis vor wenigen Jahren als sehr schlecht verarbeitbar. Allein Drehergewebe aus AR-Glas wurden kommerziell angeboten, nach Herstellerangaben machen sie aber weniger als 5 % des Produktionsvolumens an AR-Glasfasern aus und wurden ausschließlich für konstruktive Zwecke verwendet.

Zahlreiche Arbeiten von PELED, BENTUR ET AL. [165, 164, 163, 162, 117, 86, 156, 170, 171, 172] beschäftigen sich mit den Verbundeigenschaften und dem Tragverhalten von textilen Bewehrungen. Sie konzentrieren sich überwiegend auf niedermodulige (Polyethylen, Polypropylen) und mittelmödulige Fasern (Kevlar, Aramid, HDPE). Diese Fasern wurden in verschiedenen Varianten zu Geweben und Nähgewirken¹ mit Teil- und Vollschuss verarbeitet. Nach diesen Untersuchungen führt bei niedermoduligen Garnen vor allem die gewellte Garogeometrie in einem Gewebe zu einem positiven Tragverhalten, während bei den Nähgewirken die Ergebnisse vor allem bei höhermoduligen Fasern keinen eindeutigen Trend ergaben. Bei gewellter Geometrie konnte eine erhebliche Verbesserung des Verbundverhaltens festgestellt werden. Das wird von PELED ET AL. auf eine Art mechanische bzw. formschlüssige Verankerung zurückgeführt. In Auszugversuchen zeigten sich auch bei geradliniger Ausrichtung der Fasern Erhöhungen der Auszugkräfte, die mit einer Verankerung an den Kontaktstellen mit den Querräden begründet werden können.

An dieser Stelle soll auch auf die Erkenntnisse zu unidirektionaler Bewehrung aus Filamentgarnen in Abschnitt 4 verwiesen werden, denn die verwendeten textilen Bewehrungen sind aus diesen Garnen hergestellt. Der unidirektionale, unverarbeitete Roving kann quasi als Sonderfall einer textilen Struktur betrachtet werden – noch frei von den Einflüssen aus Verarbeitung, Bindung, Umschnürung, Querräden und anderen Parametern. In diesem Abschnitt wird auf die Veränderungen der Eigenschaften eingegangen, die mit der textilen Verarbeitung einhergehen. Es gibt zahlreiche Parameter, die das Tragverhalten einer textilen Struktur beeinflussen. Einige offensichtliche Merkmale – wie die Anordnung der Bewehrungsfasern und die verwendete Bindungstechnologie – sind seit der Herstellung der textilen Bewehrungsstrukturen bekannt. Andere Eigenschaften müssen durch mehr oder weniger aufwändige Tests bestimmt werden. Dazu zählen z. B. die Verschiebefestigkeit und die Festigkeit. Die Verschiebefestigkeit beschreibt in erster Linie die Handhabbarkeit der Bewehrungsstrukturen. Ein Textil mit hoher Verschiebefestigkeit ist eher in der Lage, seine geometrische Integrität unter Baustellenbedingungen

¹Nach Angaben von PELED & BENTUR [117] wurden die Nähgewirke direkt bei Karl Mayer, Deutschland, speziell für diese Untersuchungen produziert.

zu wahren, als eines mit einer niedrigen Verschiebefestigkeit. Die Verschiebefestigkeit kann aber auch Hinweise über die Verbundeigenschaften zwischen den verschiedenen Faserscharen geben. Weitere Parameter, die speziell eine nähgewirkte Bewehrungsstruktur beschreiben, sind z. B. die Stichtlänge², die Nähfadensorte, die Nähfadenspannung, die Fadenspannung³ und natürlich die verwendete Maschinenteknik. Viele der Parameter lassen sich nicht unabhängig in beliebigem Maße verändern. Oft ist eine qualitativ hochwertige Struktur nur in einem eng begrenzten Bereich zu erzielen. Dabei ist das verwendete Garn in einer Richtung nur einer der zu berücksichtigenden Parameter.

Es würde die Grenzen dieser und ähnlicher Arbeiten sprengen, alle Parameter und ihre Kombination in einem größtmöglichen Wertebereich zu untersuchen. Aus diesem Grund ist dieser Abschnitt zu den Eigenschaften von *textilbewehrtem* Beton als eine Sammlung von verschiedenen Fallstudien zusammengestellt. Es wird versucht, gleichermaßen wesentliche, typische und merkmalsbildende Parameter herauszugreifen und die Auswirkungen auf den Verbundwerkstoff auf der Grundlage von eigenen experimentellen Untersuchungen darzustellen. An verschiedenen Stellen wird darüber hinaus auf der Basis des OH-Modells⁴ versucht, die beobachteten Zusammenhänge zu erklären.

Textile Bewehrungen sind mehr als eine wirtschaftliche Methode, unzählige Rovings vorzubereiten, so dass sie sich mit wenig personellem Aufwand in großen Mengen als Bewehrung einbauen lassen. Durch die textile Verarbeitung werden die Eigenschaften der verwendeten Bewehrungsfaser so stark verändert, dass man berechtigterweise von einem neuen Werkstoff, dem „textilbewehrten Beton“ oder kurz „Textilbeton“, spricht (siehe HEGGER ET AL. [68]). Vermutlich auf Grund des relativ großen technologischen Aufwandes – die Maschinen für die textile Verarbeitung sind im Regelfall komplexe und teure Geräte – sind erst wenige Untersuchungen in der einschlägigen Literatur zu finden. Die Erkenntnisse werden maßgeblich durch die Arbeiten von PELED, BENTUR ET AL. aus Israel sowie die beiden in Deutschland durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft geförderten Sonderforschungsbereiche 528 „Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung“ und 532 „Textilbeton – Entwicklung einer neuen Technologie“ dominiert.

PELED, BENTUR ET AL. haben umfangreiche Untersuchungen an verschiedenen textilen Strukturen durchgeführt und insbesondere die Verbundmechanismen untersucht. Zunächst seien hier Arbeiten genannt, die das Verhalten von Drehergeweben aus niedermolekularen Kunststofffasern (Polypropylen) untersuchen [165, 164, 162, 86, 156]. Die Ergebnisse zeigen, dass die gewellte Fadenstruktur des Gewebes die Verbundeigenschaften gegenüber dem Ausgangsmaterial spürbar verbessert und insgesamt zu einem deutlich positiveren Tragverhalten führt. Die gewellte Anordnung der Fasern in einem Gewebe wirkt als eine Art mechanischer Verankerung der Fäden im Beton und erhöht deren Auszugswiderstand. Das Resultat sind kleinere Rissbreiten und ein feineres Rissbild im Vergleich mit einer Bewehrung aus dem unverarbeiteten Garn. Grundsätzlich haben Gewebe den Nachteil einer wellenförmigen Garngeometrie. Diese führt neben einer zusätzlichen Beanspruchung der Fasern an den Umlenkstellen auch zu einer Belastung der

²Dieser Parameter ist typisch bei maschenbildenden Verfahren.

³Die Fadenspannung beschreibt die Beanspruchung der Garne während des Legens und des Transports auf der Kette bis zur Nähstelle.

⁴Siehe Abschnitt 6.

Betonmatrix infolge der Umlenkkräfte. Vor allem im Hinblick auf die angestrebten extrem schlanken Bauteile und die Festigkeit der verwendeten Hochleistungsfasern besteht die Gefahr des Absprengens der Betondeckung. Bei den von PELED ET AL. verwendeten niedrmoduligen Fasern haben die zusätzlichen Beanspruchungen der Fasern an den Umlenkstellen nicht zu Nachteilen geführt. Bei den in dieser Arbeit verwendeten hochmoduligen und sehr spröden Fasern aus AR-Glas ist jedoch mit einer Reduzierung der Festigkeit aufgrund der Umlenkung zu rechnen. In Abschnitt 4.9 wurde bereits gezeigt, dass bei AR-Glas schon kleine Abweichungen von der idealen Ausrichtung zu spürbaren Einbußen der Tragfähigkeit führen.

In weiteren Veröffentlichungen berichten PELED, BENTUR ET AL. von Untersuchungen an textilbewehrtem Beton mit Kettengewirken aus Polypropylen, Kevlar (29) und Polyethylen (Dynima) [117, 156]. Demnach sorgt die Bindung in einem Kettengewirk für die Übertragung nennenswerter Kräfte zwischen den Fasern. Die Autoren sprechen von einer mechanischen Verankerung, ähnlich der eines angeschweißten Querstabes bei stählerner Bewehrung⁵. Auf einen anderen Aspekt wird erstmalig hingewiesen: Auf den Einfluss des Abstandes der Bewehrungsfasern. Die von PELED, BENTUR ET AL. verwendeten Kettengewirke hatten sehr geringe Zwischenräume zwischen den Garnen der Schussrichtung. Es zeigte sich, dass die Tragfähigkeit mit enger werdendem Abstand abnahm und sich das Tragverhalten insgesamt verschlechterte. In mikroskopischen Untersuchungen und in Pull-Out-Tests konnte die Ursache für dieses Verhalten gefunden werden: Wenn die Abstände zwischen den Bewehrungsfasern zu klein werden, dann kann die Matrix nicht mehr so weit in die Garne eindringen. Dadurch verschlechtern sich die Verbundeigenschaften und in der Folge alle wichtigen Trageigenschaften (Festigkeit, Rissbreiten, Rissabstände).

Der Zusammenhang zwischen Mindestabständen der Bewehrungsstäbe und der Qualität des Betons bzw. des Verbundes ist im Stahlbetonbau schon seit langem bekannt und es gibt dafür auch sehr einfache und gleichzeitig sehr wirkungsvolle Regeln für Mindeststababstände. Es ist naheliegend, dass auch die Fasern einer textilen Bewehrung sich nicht beliebig eng anordnen lassen. Es werden sogenannte *offene* textile Strukturen benötigt. Auch CURBACH ET AL. untersuchen Mindestabstände und Verbundeigenschaften von textilen Bewehrungen [173]. Auf erste vorliegende Ergebnisse wird an entsprechender Stelle eingegangen.

Neben den Verbundeigenschaften an den Grenzflächen zwischen den Filamenten und zwischen den Filamenten und der Matrix haben auch geometrische Eigenschaften einen erheblichen Einfluss auf das Tragverhalten des textilbewehrten Betons. Die Verbundeigenschaften werden einerseits maßgeblich durch den Aufbau des Rovings und die Verbundeigenschaften der Filamente bestimmt⁶. Andererseits wird die Geometrie der Rovings – und damit die Verbundeigenschaften – durch die textile Verarbeitung (teilweise) entscheidend verändert. Hinzu kommen Einflüsse auf das Verbund- und Tragverhalten, die mit der Konstruktion der textilen Struktur selbst eng verbunden sind, z. B. zusätzliche Fadensysteme (Kettfaden, Schussfaden, Nähfaden), welche die Eigenschaften des

⁵Natürlich bleiben die übertragbaren Kräfte auf dem Niveau der verwendeten Fasermaterialien und Querschnitte, also mehr als eine Größenordnung unter denen von üblichen Bewehrungsstählen.

⁶Dieser Aspekt wurde in Abschnitt 4 detailliert besprochen.

betrachteten Rovings ebenfalls beeinflussen. In den experimentellen Untersuchungen von PELED & BENTUR [117] finden sich auch Hinweise darauf, dass die Verbundfestigkeit mit der durch den Nähfaden abgedeckten Fläche abnimmt. Dieser Effekt wird als Abdeckeffekt bezeichnet, da die zwischen Nähfaden und Garn übertragbaren Verbundkräfte sehr gering sind.

Über diese allgemeinen Erkenntnisse hinaus sind in der einschlägigen Literatur kaum Informationen zum Tragverhalten von Textilbeton zu finden⁷. In der anschließenden detaillierten Betrachtung der Spannungs-Dehnungs-Linie unter einaxialer Belastung wird an gegebener Stelle auf Arbeiten anderer Arbeitsgruppen hingewiesen. Zwar sind einige Arbeiten mit textilen Bewehrungen und mineralischen Matrices bekannt, in den meisten Fällen fehlt aber der Bezug zum Verhalten eines vergleichbaren Verbundwerkstoffs mit den unverarbeiteten Fasern. Aus diesem Grund ist nicht klar, welche Charakteristika im Tragverhalten auf den Einfluss der textilen Verarbeitung zurückzuführen sind. Auf diesen Aspekt wurde deshalb in der vorliegenden Arbeit besonderes Augenmerk gelegt. Denn die Zuordnung der verschiedenen Merkmale des Tragverhaltens zu ihren Ursachen ist Voraussetzung für deren zielgerichtete Beeinflussung.

In der vorliegenden Arbeit wurden Nähgewirke aus einer Multiaxialwirkmaschine (NWM3) und einer Parallelschussmaschine (NWM4) des Herstellers Karl Mayer verwendet. Im Gegensatz zu Geweben liegen bei Kettengewirken die einzelnen Fäden planmäßig in gestreckter Lage vor. Die Bindung wird durch einen zusätzlichen Nähfaden realisiert. Der Nähfaden umschließt dabei die eigentlichen Bewehrungsfasern je nach gewählter Bindung mehr oder weniger, siehe Bild 2.10. Detaillierte Angaben zum Aufbau der textilen Strukturen finden sich in Abschnitt 2.5 und in Anhang C. Bis auf wenige Ausnahmen wurden biaxiale orthogonale textile Strukturen verwendet. Solche Textilien bestehen aus zwei, in einem Winkel von 90° zueinander angeordneten Faserscharen. Die textilen Strukturen wurden so in den Prüfkörpern angeordnet, dass eine Faserschar parallel zur Probenlängsachse bzw. zur Belastung verläuft. Dadurch ist die zweite Faserschar in einem Winkel von 90° zur Belastung orientiert.

In textilen Strukturen wurden für die senkrecht zur Belastung liegende Faserschar Filamentgarne aus AR-Glas oder Folienbändchen aus fibrilliertem Polypropylen verwendet. Beide sind nicht dazu in der Lage, quer zur Faser nennenswerte Kräfte zu übertragen. Bei den Filamentgarnen aus AR-Glas stellten die Klebewirkung der Schlichte bzw. die Adhäsionskräfte zwischen den Filamenten die einzige Möglichkeit zur Kraftübertragung in Querrichtung dar. Für praktische Belange sind diese vernachlässigbar. Bei den Folienbändchen bestehen auch in Querrichtung regelmäßige Verbindungen, die grundsätzlich in der Lage sind, nennenswerte Kräfte zu übertragen. Zur Aktivierung dieser Verbindungen zur Kraftübertragung sind jedoch Verformungen in der Größe mehrerer Millimeter oder gar Zentimeter notwendig. Es besteht keine Veranlassung zu der Annahme, dass die

⁷Das Verfahren, von dem PACHOW berichtet, erlaubt den gezielten Einbau unidirektionaler AR-Glas-Rovings, verzichtet aber auf die Verwendung von zweidimensionalen textilen Bewehrungsstrukturen [6]. Ähnlich sind die Arbeiten von MOBASHER & PIVACEK einzuordnen [174, 175]. Dort werden Hochleistungsfasern in einem Wickelverfahren um rotierende Körper gewickelt, wobei sehr hohe Faservolumengehalte erreicht werden. Es handelt sich um eine vielversprechende Technologie, aber ebenfalls ohne die Verwendung von zweidimensionalen textilen Strukturen. Aus diesem Grund wird auf diese Arbeiten nicht näher eingegangen.

Foliebändchen quer zur Faser nennenswerte Kräfte übertragen können. Für beide Fälle kann geschlussfolgert werden, dass quer zur Faser keine Kraftübertragung stattfindet.

5.2 Spannungs-Dehnungs-Linie

Die Spannungs-Dehnungs-Linien von textilbewehrtem Beton zeigen ein stark nichtlineares Verhalten des Verbundwerkstoffes. Es ähnelt in den meisten Merkmalen dem in Kapitel 4 detailliert besprochenen Verhalten. Dementsprechend lassen sich auch bei textiler Bewehrung grundsätzlich drei Bereiche unterscheiden:

- **Zustand I**

Die Probe ist ungerissen und der Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie entspricht etwa der Steifigkeit des Betons.

- **Zustand IIa**

Mit der Überschreitung der Bruchdehnung des Betons entsteht der erste Riss. Er markiert den Übergang in den Zustand IIa. Mit zunehmender Verformung bilden sich nach und nach weitere Risse. Die Kraft steigt in diesem Bereich nur geringfügig an. Die Spannungs-Dehnungs-Linie hat im Zustand IIa einen sehr flachen Verlauf.

- **Zustand IIb**

Wenn keine weiteren Risse mehr entstehen können, ist das abgeschlossene Rissbild grundsätzlich erreicht. Die Probe befindet sich dann im Zustand IIb. Der Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie ist jetzt wieder größer als im Zustand IIa und entspricht der Steifigkeit der in der Probe enthaltenen Bewehrung. Schon bei unidirektionaler Bewehrung wurde ein Steifigkeitsdefizit festgestellt, das mit dem Versagen der Randfilamente des Rovings begründet wird. Zur Charakterisierung wurde in Abschnitt 4.7.2 der Bündelfaktor k_B eingeführt.

Im Detail zeigt insbesondere das Rissbildungsverhalten auffällige Besonderheiten, auf die im Abschnitt 5.4 eingegangen wird. Wie schon im Abschnitt 4 erläutert, konnte der vom Stahlbeton bekannte Zustand III nicht beobachtet werden, da die eingesetzten Materialien kein Fließvermögen besitzen. Im Folgenden werden die beobachteten Besonderheiten der verschiedenen Abschnitte der Spannungs-Dehnungs-Linie und der Übergänge zwischen diesen Abschnitten detailliert dargestellt.

5.3 Zustand I

5.3.1 Stand des Wissens

Das Verhalten im Zustand I wurde für unidirektionale Bewehrung bereits in Abschnitt 4.3.1 erläutert. Über ein davon abweichendes Verhalten beim Einsatz textiler Bewehrungen sind dem Verfasser aus der einschlägigen Literatur keine Untersuchungen bekannt.

Neue Aspekte sind die textile Verarbeitung der Garne sowie die Anwesenheit von Querschnitten und ggf. Nähfäden, mit denen die Bindung realisiert wird.

Aufgrund der in Filamentgarnen praktisch vernachlässigbaren Kapazität zur Kraftübertragung in Querrichtung ist zu erwarten, dass durch die senkrecht zur Belastungsrichtung verlaufende Faserschar (Querschnitten) der tragende Querschnitt geschwächt wird. Bildlich gesprochen lassen sich der Faserquerschnitt und darin enthaltene Hohlräume als Querschnittsschwächungen auffassen. Es entsteht ein in Längsrichtung veränderlicher Querschnitt des Betons. Es wird erwartet, dass sich die Anwesenheit der Faserscharen senkrecht zur Belastungsrichtung steifigkeitsmindernd auf den Zustand I auswirkt. Die Auswirkungen der Querschnittsschwächungen auf die Rissbildung werden dann in Abschnitt 5.4 besprochen.

5.3.2 Ergebnisse und Diskussion

Vor der Darstellung der Ergebnisse der Dehnkörperversuche sei an die Diskussion in den Abschnitten 3.1.5 und 4.3.2 erinnert. Demnach ist der verwendete Versuchsaufbau nur bedingt geeignet, die Steifigkeit im Zustand I zu erfassen. Die Bilder 5.1 und 5.2 zeigen die am textilbewehrten Beton ermittelten Elastizitätsmoduln in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt⁸ V_f . Als Vergleichsbasis sind die Messwerte der unidirektionalen Proben enthalten. Die theoretischen Werte nach der Elastizitätstheorie sind eingetragen, sie ergeben sich nach allen bekannten theoretischen Modellen gleich. Die in den Diagrammen angegebenen Bezeichnungen entsprechen der Nomenklatur des SFB 528. Eine detaillierte Beschreibung der Garne und Textilien enthalten die Anhänge B bzw. C ab Seite 313 bzw. 315.

In den meisten Fällen liegt die Steifigkeit der textilbewehrten Dehnkörper deutlich unter der der unidirektional bewehrten Proben. In den Einzelfällen, wo dieser Trend nicht eindeutig zu erkennen ist, sei auf die Schwierigkeiten bei der Messung und die natürliche Streuung des E-Moduls bei verschiedenen Betonierchargen verwiesen. Tendenziell scheinen die Versuchsergebnisse also die Hypothese der Steifigkeitsminderung durch die Querschnittsschwächung zu bestätigen.

Die Zahlenwerte der ermittelten Steifigkeiten sollen versuchsweise auf Grundlage der Elastizitätstheorie erklärt werden. In den allermeisten Fällen ist der Faservolumengehalt in Querrichtung kleiner als in Längsrichtung, maximal ist in beiden Richtungen die gleiche Menge Fasern vorhanden. Am Beispiel einer dreilagigen Bewehrung mit Querschnitten (Breite 2 mm, Dicke 0,4 mm) in einem Achsabstand von 7 mm ergibt sich eine Querschnittsschwächung von 9/80. In Längsrichtung reduziert sich der Querschnitt auf 2/7 um jene 9/80, wenn die drei Lagen deckungsgleich liegen. Nach der Elastizitätstheorie reduziert sich die Steifigkeit des Dehnkörpers rechnerisch um weniger als 5 %. Mit

⁸Bei der Ermittlung von V_f wurden nur die Fasern in Belastungsrichtung berücksichtigt, denn nur so ist ein aussagekräftiger Vergleich mit den unidirektional bewehrten Proben möglich. Soweit nicht anders beschrieben, gilt das für alle in Abschnitt 5 verwendeten Diagramme in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt V_f . Ein Bezug auf den gesamten Faservolumengehalt würde die Diskussion an vielen Stellen erschweren, da die meisten besprochenen Effekte maßgeblich von der Menge der Bewehrung in Längsrichtung abhängig sind (z. B. die Festigkeit, die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen, die Rissbildung).

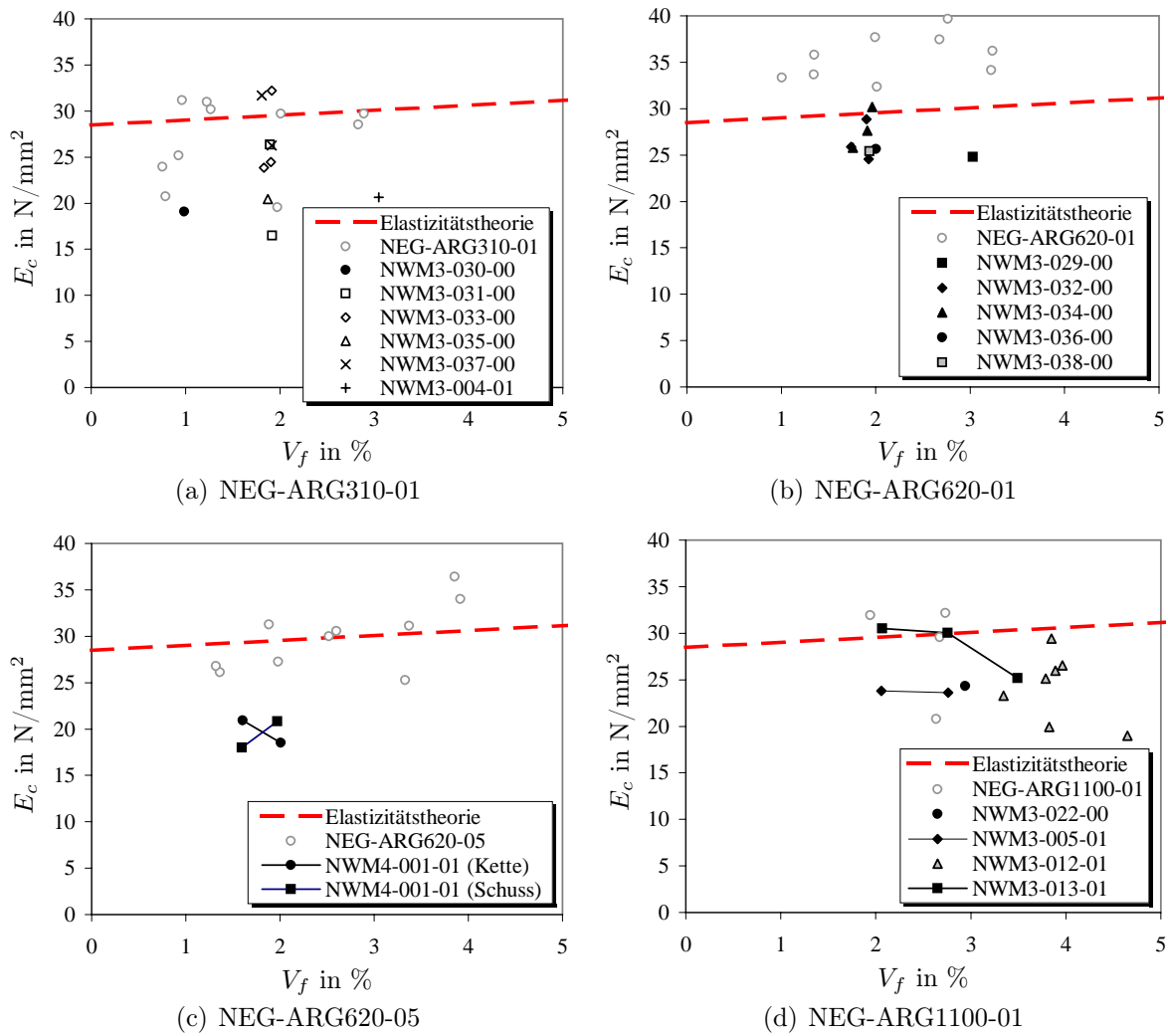


Bild 5.1: Steifigkeit von Dehnkörpern im Zustand I mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (NEG, 310 bis 1100 tex) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

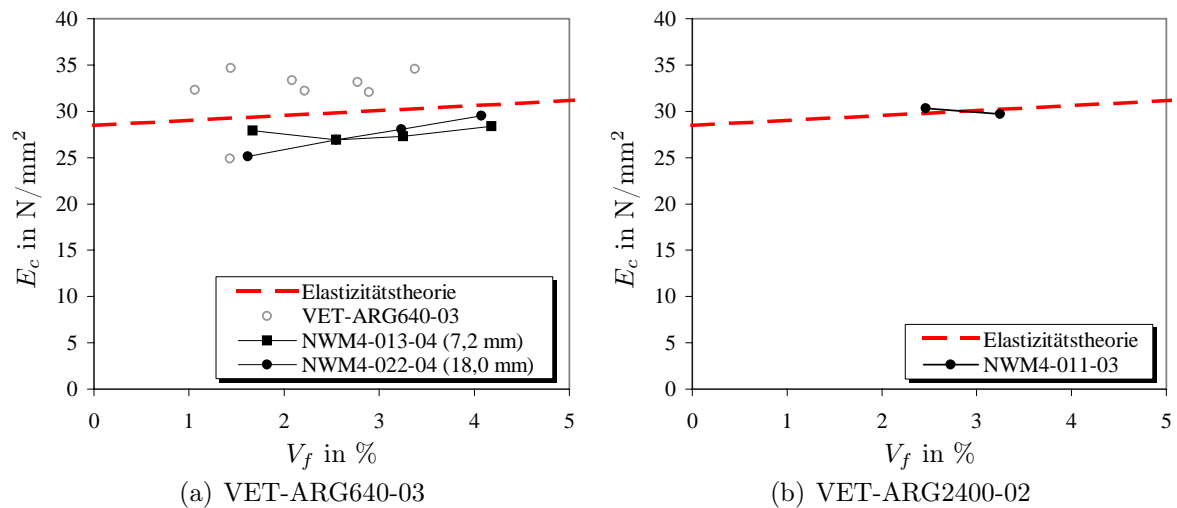
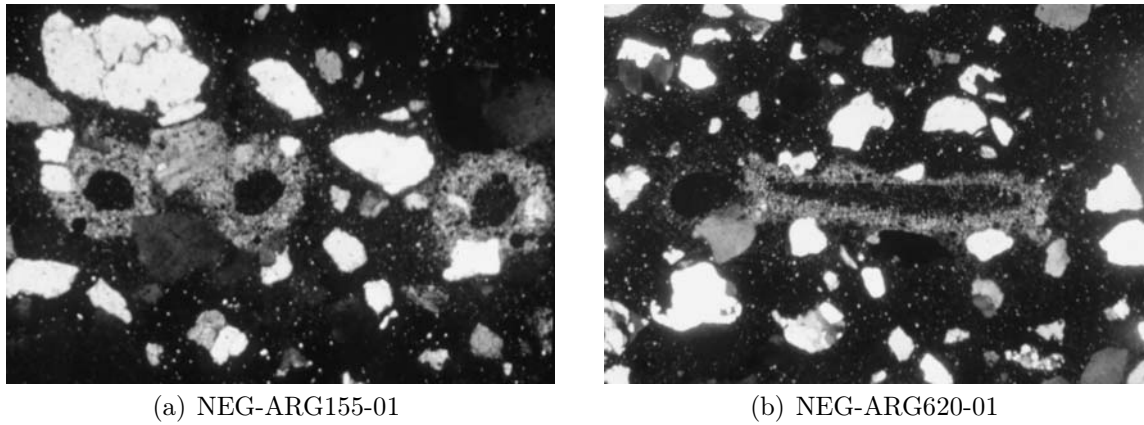


Bild 5.2: Steifigkeit von Dehnkörpern im Zustand I mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (VET, 640 und 2400 tex) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

herkömmlichen Modellen ist es also nicht möglich, die Verringerung der Steifigkeit von bspw. 20 % in den Bildern 5.1(b), 5.1(c) und 5.2(a) zu begründen. Es liegt nahe, Vorschädigungen der Probe als Erklärung zu bemühen. Allerdings ist es unwahrscheinlich, mit eher zufälligen Vorschäden das doch sehr konforme Verhalten der Proben in den Bildern 5.1(c) und 5.2(a) zu erklären. Die anderen Ergebnisse können nur bedingt für die Argumentation verwendet werden, weil neben den genannten Schwierigkeiten der Messung auch erhebliche Einflüsse der Herstellungschargen eine Rolle spielen können. Eine abschließende Erklärung ist mit den vorliegenden Ergebnissen folglich noch nicht möglich.

Eine mögliche Ursache für die überproportionale Reduzierung der Steifigkeit ist die Beeinflussung des Gefüges der Matrix in der Umgebung der Rovings. BARTOS & ZHU haben mit Mikrohärtemessungen festgestellt, dass die Matrix im Bereich mehrerer $10\text{ }\mu\text{m}$ um den Roving deutlich geringere Steifigkeiten ausweist. Bilder von Dünnschliffen unter polarisiertem Licht lassen ebenfalls vermuten, dass die Matrix in der Umgebung der Rovings abweichende Eigenschaften aufweist (Bild 5.3). Nach SCHORN ET AL. behindert die z. T. wasserlösliche Schlichte die Erhärtungskinetik des umgebenden Betons [108]. Die Wirkung der Schlichte auf die umgebende Matrix kann helfen, den Anteil des Steifigkeitsdefizits im Zustand I zu erklären, der sich allein aus der Querschnittsschwächung durch die Querräden mit der Festigkeitstheorie nicht begründen lässt.

Abschnitt 4.3 diskutiert den Zusammenhang zwischen der Packungsdichte η_p und der Steifigkeit im Zustand I. Demnach ist es vom Verhältnis der Elastizitätsmoduln von Faser und Beton und von der Packungsdichte der Filamentgarne abhängig, ob eine steifigkeitserhöhende oder -mindernde Wirkung eintritt. Bei den Dehnkörpern mit unidirektionaler Bewehrung konnte keine Erhöhung der Steifigkeit im Zustand I beobachtet werden. Durch die textile Verarbeitung werden die geometrischen Eigenschaften der Bewehrungsfäden verändert. Im Fall der verwirkten Gelege kann beobachtet werden, dass die Fäden gegenüber dem unverarbeiteten Ausgangszustand eine kompaktere Struktur



(a) NEG-ARG155-01

(b) NEG-ARG620-01

Bild 5.3: Aufnahmen von Dünnschliffen unter polarisiertem Licht zeigen Abweichungen der Matrix-Struktur in der Umgebung der Filamentgarne

erhalten. Die Packungsdichte η_p erhöht sich in allen Fällen durch die textile Verarbeitung (siehe Abschnitt 5.8).

Die in Abschnitt 5.8.2 dokumentierte, mit der textilen Verarbeitung einhergehende Erhöhung der Packungsdichte η_p hat offensichtlich gegenüber dem Effekt der Querschnittsschwächung durch die Querbewehrung eine deutlich geringere Auswirkung. Erwartet werden könnten lediglich Veränderungen in der Größe von $V_f/\eta_p - V_f$. Mit den ermittelten Werten für die Packungsdichte und den üblichen Faservolumengehalten ergäbe sich eine zu erwartende Änderung des E-Moduls im Zustand I von $+1 \dots +2\%$. Dagegen dominieren die Auswirkungen der Querschnittsschwächung durch die Querfäden zweifellos.

5.3.3 Schlussfolgerungen

Bei den textilbewehrten Dehnkörpern überlagert sich die von der Packungsdichte und dem E-Modul abhängige steifigkeitserhöhende oder -mindernde Wirkung der Filamentgarne in Belastungsrichtung mit der steifigkeitsmindernden Wirkung der Querschnittsschwächungen durch die Querfäden. Die durch die textile Verarbeitung erhöhte Packungsdichte kann nur zu einer Erhöhung der Steifigkeit im Bereich der Messungenauigkeit führen. Beispielsweise ergibt sich bei einem Faservolumengehalt von 2%, einer Steigerung der Packungsdichte von 30 auf 70 % und einem Verhältnis der E-Moduln von Faser und Beton von 80 000 zu 30 000 eine Erhöhung der Steifigkeit von etwa einem Prozent. Die Ergebnisse der Bilder 5.1 und 5.2 zeigen, dass die steifigkeitsmindernde Wirkung der Querschnittsschwächung durch die Querfäden offenbar dominiert⁹.

Betrachtet man Garne mit beliebigem Winkel zur Belastungsrichtung, so stellt jede Faserschar für die Kraftkomponente senkrecht zu ihrer Längsachse eine steifigkeitsmin-

⁹Es kann nicht ausgeschlossen werden, dass ein Teil der Steifigkeitsminderung auf Vorschäden zurückzuführen ist. Im anschließenden Abschnitt 5.4 wird gezeigt, dass die textile Bewehrung die Erstrisslast stark reduziert. Dadurch steigt die Sensibilität der Dehnkörper bei der Versuchsvorbereitung an. Vorschäden können – durchaus unbemerkt – viel häufiger auftreten als bei den unidirektionalen Proben.

dernde Fehlstelle in der Matrix dar. Für die Kraftkomponente in Faserlängsrichtung richtet sich die steifigkeitsmindernde oder -erhöhende Wirkung nach dem Verhältnis der E-Moduln von Fasern und Beton und der Packungsdichte der Filamente in den Filamentgarnen (siehe Abschnitt 4.3). Im textilbewehrtem Beton überlagern sich diese beiden Effekte. Bei Filamentgarnen aus AR-Glas dominiert die steifigkeitsmindernde Wirkung durch die Querräden vermutlich in den meisten Fällen. Bei Verwendung höhermoduliger Garne (z. B. Carbon) könnte die steifigkeitserhöhende Wirkung in Längsrichtung an Bedeutung gewinnen.

Während bei unidirektionalen Garnen in Abschnitt 4.3 empfohlen wurde, die Wirkung der Bewehrung auf die Steifigkeit im Zustand I zu vernachlässigen, sollte die steifigkeitsmindernde Wirkung textiler Bewehrungen durchaus berücksichtigt werden, weil sie doch deutliche Effekte hat. Da sie jedoch mechanisch noch nicht erklärt werden kann, wird die Orientierung an den vorliegenden Versuchsergebnissen empfohlen.

5.4 Prozess der Rissbildung

5.4.1 Stand des Wissens

Bei unidirektionaler Bewehrung wurde der Effekt der Rissunterdrückung festgestellt, siehe Abschnitt 4.4. Es wurde gezeigt, dass die Erhöhung der Erstrisslast mit Hilfe der Bruchmechanik erklärt werden kann, wenn auch die Eignung der vorgestellten Modelle noch nicht nachgewiesen ist. Insbesondere die Modelle von KORCZYNSKYI, HARRIS & MORLEY und HUGHES konnten aufgrund ihrer Komplexität im Rahmen dieser Arbeit nicht geprüft werden. Im Zusammenhang mit der Rissbildung ist interessant, ob eine mehrfache Rissbildung stattfindet oder ob mit der Entstehung eines Einzerrisses das Versagen eingeleitet wird. Das Kriterium für das Auftreten der mehrfachen Rissbildung wurde in Abschnitt 4.5 ausführlich diskutiert.

Im vorhergehenden Abschnitt wurde bereits auf die querschnittsschwächende Wirkung der Querfasern eingegangen. Es ist anzunehmen, dass die Querschnittsschwächung durch die Querfasern auch zu einer Verringerung der Risslast führt. Ergebnisse von Biegeversuchen von PELED, BENTUR & YANKELEVSKY bestätigen diese Vermutung [165]. Der Einsatz von Geweben aus niederm moduligen Kunstfasern führte zu einer Absenkung der Erstrissspannung auf bis zu 50 % der Werte von unidirektional bewehrten Vergleichsproben.

Die oben zitierte Beeinflussung der Hydratation des Betons durch die z. T. wasserlösliche Schlichte der Filamentgarne hat vermutlich auch Einfluss auf die Risslast. Wenn, wie oben gezeigt, möglicherweise der größte Anteil des Steifigkeitsrückgangs auf eine Störung der Erhärtungskinetik der Matrix zurückzuführen ist, sind entsprechende Auswirkungen auf die Rissbildung zu erwarten.

Die Forschergruppe unter Leitung von HEGGER hat bisher nicht explizit über das Rissbildungsverhalten von Textilbeton berichtet. Den Spannungs-Dehnungs-Linien in [26] nach liegt die Erstrissspannung jedoch bei nur etwa 30 % der Biegezugfestigkeit der Feinbetonmatrix. Bei HEGGER ET AL. sind Spannungs-Dehnungs-Linien von Dehnkörpern mit

Textilbeton abgebildet, die erkennen lassen, dass die Rissbildung nicht auf einem einheitlichen Plateau stattfindet [26]. Die Risse entstehen anscheinend in einem bezüglich der Spannungen größeren Bereich als bei unidirektional bewehrten Proben. Zu diesen Spannungs-Dehnungs-Linien liegen keine Informationen zum Rissbildungsverhalten vor.

Darüber hinaus sind aus der einschlägigen Literatur keine Hinweise zu Besonderheiten der Rissbildung bei Verwendung von textiler Bewehrung bekannt. Vom Stahlbeton – einem verwandten Baustoff, bei dem ebenfalls zweidimensionale Bewehrungsnetze eingesetzt werden – ist bekannt, dass Risse aufgrund einer Belastung oder eines Zwanges bevorzugt an den Stellen entstehen, an denen sich Stäbe der zweiten Bewehrungslage rechtwinklig zur Belastung befinden.

5.4.2 Ergebnisse und Diskussion

5.4.2.1 Übergang Zustand I/IIa (Erstrissbildung)

Die Erstrissspannungen wurden für die textilbewehrten Proben nach dem gleichen Schema ermittelt wie die der unidirektional bewehrten Referenzproben (siehe auch Abschnitt 4.4.2). Die Bilder 5.4 und 5.5 zeigen die Erstrissspannungen σ_{r1} für verschiedene textile Strukturen in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt V_f . Zur Orientierung sind die Erstrissspannungen der unidirektional bewehrten Dehnkörper ebenfalls eingetragen. Diese Ergebnisse wurden bereits in Abschnitt 4.6 diskutiert. Außerdem ist als Linie wieder die Erstrissspannung nach der Festigkeitstheorie eingetragen, wie sie in der ACK-, AK- und OH-Theorie verwendet wird. Es lassen sich folgende Feststellungen treffen:

1. Die Erstrissspannungen liegen in allen Fällen deutlich unter denen der unidirektional bewehrten Referenzproben und unter den theoretischen Werten nach der Festigkeitstheorie.
2. Der Wertebereich der Erstrissspannungen für textilbewehrte Dehnkörper ist vergleichsweise groß.
3. Die Abhängigkeit der Erstrissspannung vom Faservolumengehalt ist weniger ausgeprägt als bei den unidirektional bewehrten Vergleichsproben.
4. Es ist keine Abhängigkeit der Erstrissspannung von der Anzahl der Querräden in Dickenrichtung (gleich Anzahl der Bewehrungslagen) feststellbar.

Tendenziell findet die Rissbildung auf einem niedrigeren Niveau statt als bei unidirektionaler Bewehrung. Im Mittel beträgt das Spannungsniveau bei Erstriss etwa 40 bis 60 % der Werte bei unidirektionaler Bewehrung. War bei unidirektionaler Bewehrung noch eine deutliche Abhängigkeit vom Faservolumengehalt mit steigender Tendenz feststellbar (Rissunterdrückung), so folgen die textilbewehrten Proben diesem Trend nicht mehr zwingend und lassen keine einheitliche Systematik erkennen. Es gibt sowohl Fälle mit steigendem Erstrissniveau (bei den Fasern NEG-ARG1100-01 in Bild 5.4(d) und NEG-ARG620-05 in Bild 5.4(c)) – in einigen Fällen mit derselben Tendenz wie die

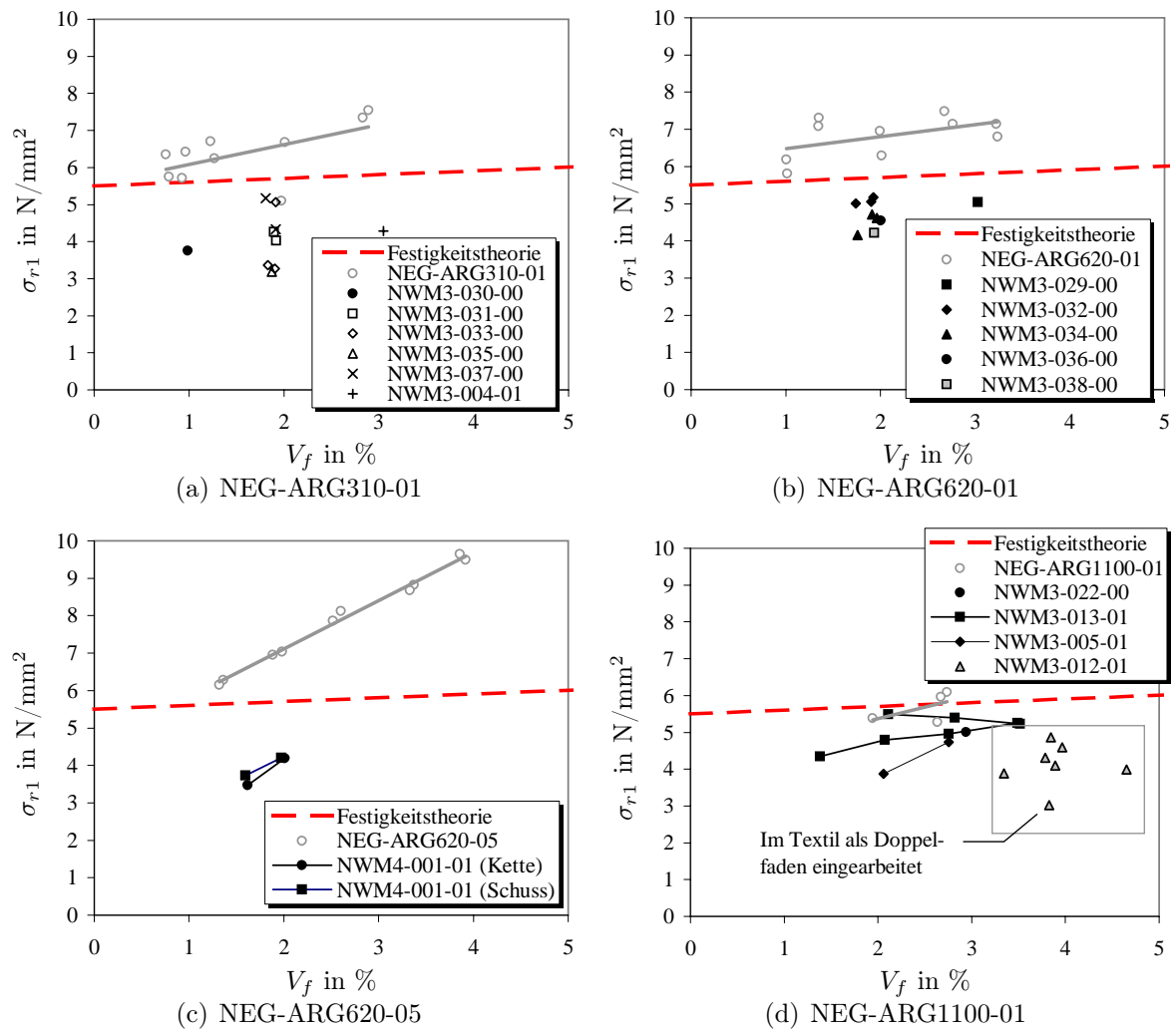


Bild 5.4: Erstrissspannung σ_{r1} von Dehnkörpern mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (NEG, 310 bis 1100 tex) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

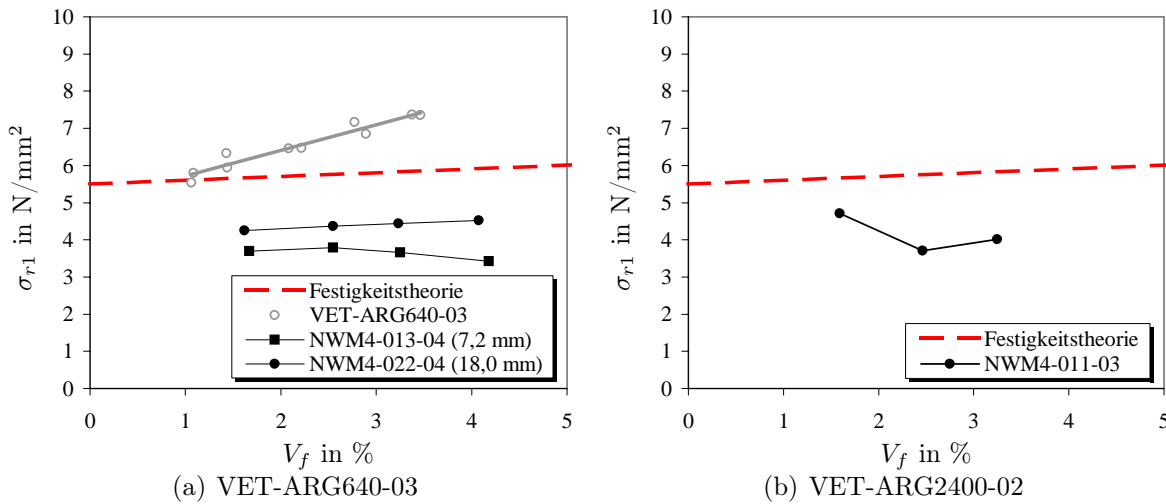


Bild 5.5: Erstrissspannung σ_{r1} von Dehnkörpern mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (VET, 640 und 2400 tex) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

unidirektional bewehrten Vergleichsproben, nur auf niedrigerem Niveau – als auch mit fallender Erstrissspannung in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt (bei Textilien aus VET-ARG640-03 in Bild 5.5(a)).

Nur bei der Faser NEG-ARG1100-01 in Bild 5.4(d) sind die Unterschiede zwischen unidirektionaler und textiler Bewehrung weniger deutlich, was aber vor allem daran liegen kann, dass bei den unidirektional bewehrten Proben dieser Fasern der Effekt der Rissunterdrückung weniger ausgeprägt ist. Dagegen zeigen die im Bild 5.4(d) besonders markierten Punkte die Ergebnisse von einer textilen Struktur mit einem gefachten Garn aus zwei NEG-ARG1100-01 als Querräden. Es ist zu erkennen, dass die Erstrisslast durch diese dicken Querräden deutlich absinkt. Allerdings ist auch hier wieder die Streuung über einen großen Wertebereich feststellbar.

Bild 5.5(a) zeigt das Verhalten von Dehnkörpern mit Textilien mit unterschiedlichem Querrädenabstand. Bei dem Textil mit dem kleineren Querrädenabstand zeigt sich ein niedrigeres Spannungsniveau beim Erstriss und auch eine fallende Tendenz mit steigendem Faservolumengehalt (höhere Anzahl textiler Bewehrungslagen). Offensichtlich kommt es aufgrund der Überlagerung der Querschnittsschwächungen der einzelnen Querräden in den verschiedenen Lagen zu einer größeren Querschnittsschwächung bei einem kleineren Querrädenabstand als bei einem größeren Querrädenabstand.

Da der Faservolumengehalt bei textiler Bewehrung nur über die Lagenanzahl der Textilien gesteuert werden kann, ist eine Verdoppelung des Faservolumengehaltes auch zwangsläufig mit einer Verdoppelung der Anzahl der Querräden – und damit der Querschnittsschwächungen – verbunden. In diesem Kontext ist es bemerkenswert, dass die Erstrissspannungen anscheinend keine Abhängigkeit von der Anzahl der Fehlstellen zeigen. Es wird vermutet, dass sich im textilbewehrten Beton zwischen der Rissunterdrückung und dem Absenken der Rissspannung infolge der Querschnittsschwächungen eine Art Gleichgewicht einstellt bzw. die Wirkung dieser beiden Effekte etwa ausgeglichen ist. In der Tendenz lässt sich ein leichtes Ungleichgewicht zugunsten der Rissunterdrückung fest-

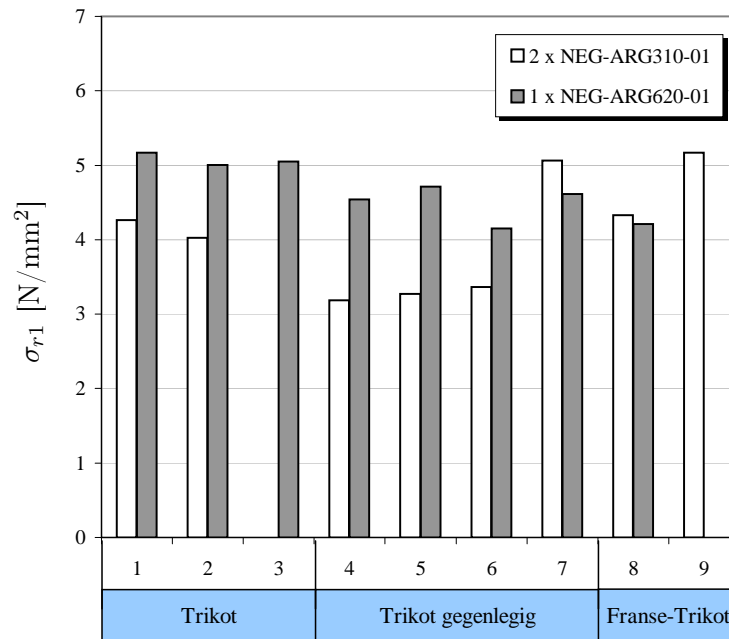


Bild 5.6: Erstrissspannung σ_{r1} für Dehnkörper in Abhängigkeit der Bindung. Alle Proben haben einen Faservolumengehalt von $V_f \approx 2\%$.

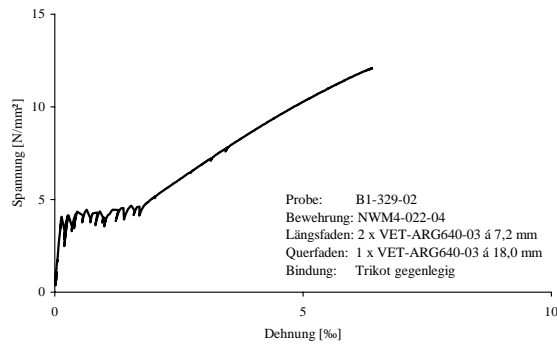
stellen, da die Erstrissspannungen in den meisten Fällen schneller wachsen als nach der Elastizitätstheorie berechnet.

Bild 5.6 zeigt eine Zusammenstellung der Erstrisslasten für Dehnkörper mit einem annähernd gleichen Faservolumengehalt von ca. 2 Vol.-% und bis auf die verwendete Bindungstechnologie identisch aufgebauten textilen Bewehrungen. Da sich die Bindungen kaum auf die Geometrie des Quersfadens auswirken, kann angenommen werden, dass die Querschnittsschwächung durch den Quersfaden in allen Fällen auf gleichem Niveau liegt. Letztendlich ist kein eindeutiger Trend zu erkennen, dass eine bestimmte Bindung die Rissbildung mehr fördern würde als andere. Nur die Bindung Trikot-gegenlegig scheint tendenziell zu geringeren Erstrisslasten zu führen. Begründet werden könnte das durch den größeren Abdeckeffekt des Nähfadens¹⁰, der zu einem schlechteren Verbund der Längsfäden mit der Matrix führt und so die rissunterdrückende Wirkung der Längsbewehrung stärker mindert als bei anderen Bindungen. Gleichzeitig zeigt das Bild 5.6 aber wieder die mögliche Streubreite im Materialverhalten.

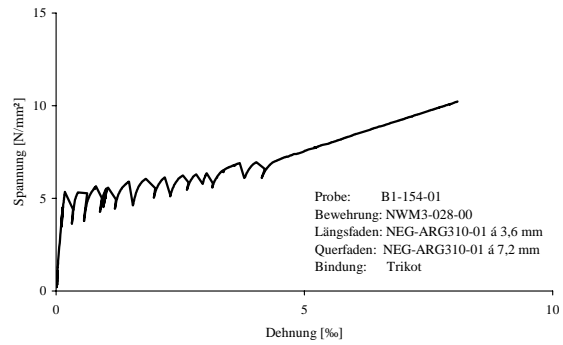
5.4.2.2 Zustand IIa (mehrfache Rissbildung)

Bild 5.7 zeigt charakteristische Verläufe der Spannungs-Dehnungs-Linien von Textilbeton. Die Bereiche, in denen die Rissbildung stattfindet, sind deutlich zu erkennen. Das Entstehen eines Risses ist durch plötzlichen Lastabfall gekennzeichnet, anschließend steigt die Spannungs-Dehnungs-Linie relativ steil wieder auf ein höheres Spannungsniveau, wo sich erneut ein Riss bilden kann. Die Beispiele zeigen, dass das Verhalten nicht einheitlich ist. Grundsätzlich lassen sich zwei Typen des Verlaufes unterscheiden:

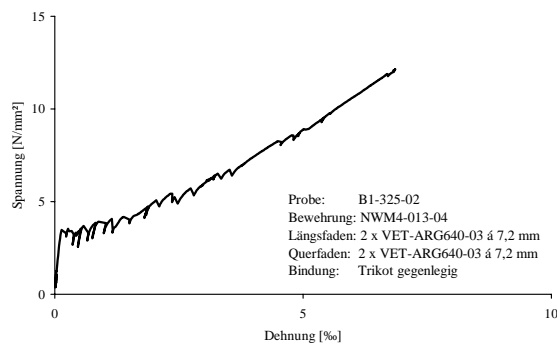
¹⁰Der Abdeckeffekt durch den Nähfaden wird ausführlich in Abschnitt 5.7 diskutiert.



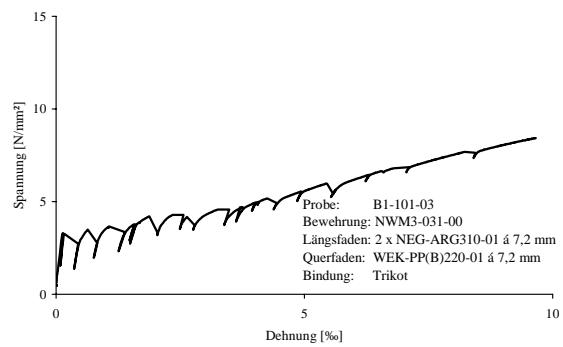
(a) Probe B1-329-02



(b) Probe B1-154-01



(c) Probe B1-325-02



(d) Probe B1-101-03

Bild 5.7: Typische Verläufe der Spannungs-Dehnungs-Linien von Textilbeton im Bereich der Rissbildung (Zustand IIa)

1. Abgeschlossene Rissbildungsphase

Die Bilder 5.7(a) und 5.7(b) zeigen dieses Verhalten beispielhaft. Mit dem Verlassen des Plateaus der Spannungs-Dehnungs-Linie erfolgt keine Rissbildung mehr. Die Rissbildung findet in einem eng begrenzten Spannungsbereich statt. Dieser Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie ist auch für unidirektionale Proben typisch. Dort wurde festgestellt, dass die Spannung am Ende der Rissbildung etwa $1,2 \dots 1,4$ mal höher ist als die Erstrissspannung.

2. Diffuse Rissbildungsphase

Bei den Bilder 5.7(c) und 5.7(d) ist zu erkennen, dass die Rissbildung auch nach dem Verlassen des Plateaus fortschreitet. Es ist kein eindeutiger Punkt wie im Fall 1. zu erkennen, bei dem die Rissbildung abgeschlossen ist. Die Ergebnisse decken sich mit dem von HEGGER ET AL. dokumentierten Verhalten [26].

Nach Einschätzung des Verfassers ist aufgrund der vorliegenden Informationen kein eindeutiger Zusammenhang erkennbar, nach dem die Rissbildung dem einen oder anderen Muster folgt. Da die Rissbildung nach dem Verlassen des Plateaus bei höheren Spannungen erfolgt, müssen die entsprechenden Querschnitte eine höhere Zugtragfähigkeit besitzen. Möglicherweise lässt sich dieser Effekt mit der Verteilung der Querschnittsschwächung durch die Querräden erklären. Bei einer regelmäßigen Anordnung der Querräden – besonders wenn diese in allen Lagen deckungsgleich sind – findet die Rissbildung wohl auf einem annähernd konstanten Spannungsniveau statt, ähnlich wie bei unidirektional bewehrten Proben. Sind die Querschnittsschwächungen dagegen entlang des Dehnkörpers nicht regelmäßig verteilt, so haben die Querschnitte mit Querräden eine deutlich stärker variierende Tragfähigkeit. Entsprechend findet die Rissbildung über einen größeren Spannungsbereich statt.

Der Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie während der Rissbildung wird durch das Verhältnis der Spannung zum Ende der Rissbildung zur Spannung bei Erstrissbildung σ_{rn}/σ_{r1} beschrieben. Bei abgeschlossener Rissbildungsphase fällt dieser Wert kleiner als bei diffuser Rissbildungsphase aus. Dazu mehr im folgenden Abschnitt.

5.4.2.3 Übergang Zustand IIa/IIb

In den Bildern 5.8 und 5.9 ist das Verhältnis der Spannungen am Ende und am Anfang der Rissbildung dargestellt. Die Werte für die unidirektional bewehrten Proben sind als Vergleichsbasis mit eingetragen. Bei unidirektionaler Bewehrung konnte für alle Faserarten ein einheitlicher Trend beobachtet werden. Die Werte σ_{rn}/σ_{r1} liegen bei niedrigen Bewehrungsgraden zwischen 1,0 und 1,1, um bei höheren Fasergehalten auf Werte von bis zu 1,4 anzusteigen. In Abschnitt 4.6.2 wurden als Grund für Werte über 1,3 die Schwierigkeiten angeführt, einen ungestörten Zustand IIa zu finden.

Bei den Proben aus Textilbeton ist ein davon nur wenig abweichendes Verhalten festzustellen. Es gibt einerseits Ergebnisse, bei denen unabhängig ein niedrigerer Wert für

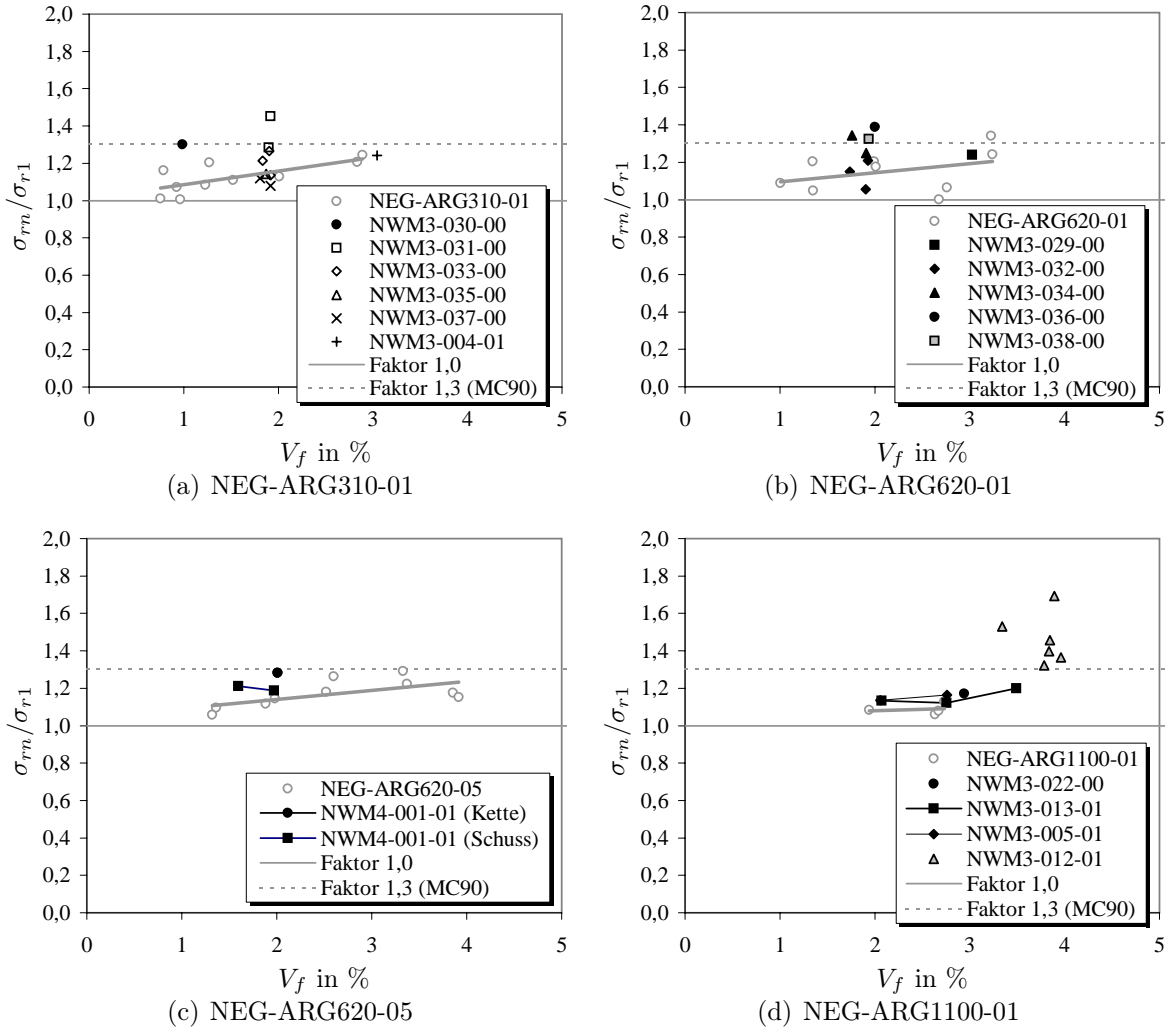


Bild 5.8: Verhältnis σ_{rn}/σ_{r1} für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (NEG, 310 bis 1100tex) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

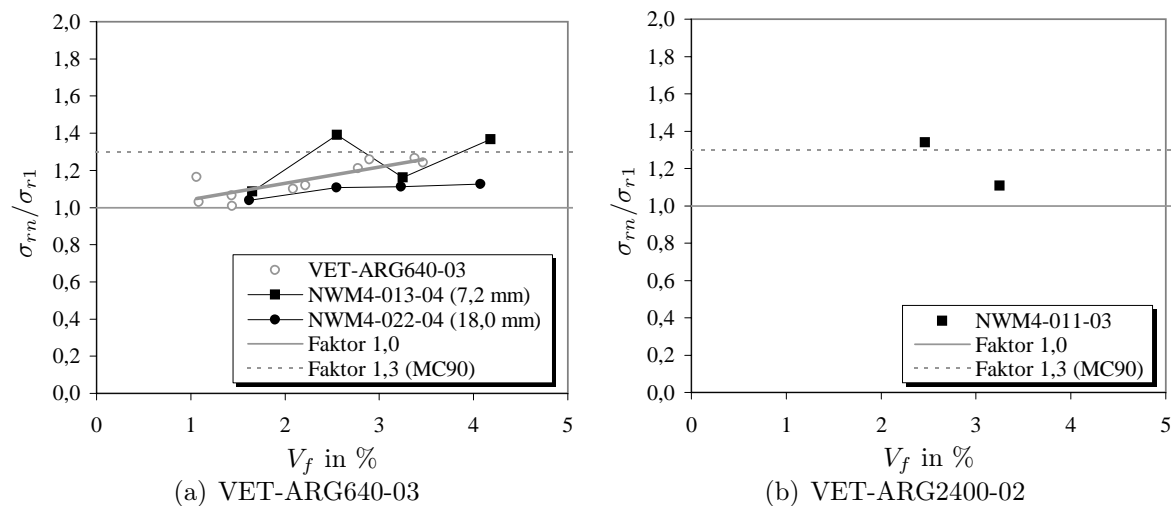


Bild 5.9: Verhältnis σ_{rn}/σ_{r1} für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (VET, 640 und 2400 tex) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

σ_{rn}/σ_{r1} ermittelt wurde (siehe z. B. Bild 5.9(a)). Das heißt, die Rissbildung findet in einem engeren Spannungsbereich statt als bei den unidirektional bewehrten Referenzproben. Aus dem Rissbild und dem zugehörigen Spannungsniveau kann geschlossen werden, dass sich hier die Risse nahezu ausschließlich an den Querräden gebildet haben.

Auf der anderen Seite erreichen viele der dargestellten Versuche höhere Werte für σ_{rn}/σ_{r1} als die unidirektional bewehrten Referenzproben. Möglicherweise hängt das mit verschiedenen Ursachen für die Entstehung einzelner Risse zusammen. Es wurde bereits festgestellt, dass sich die Risse an den Querräden bei einer geringeren Spannung bilden als die Risse der unidirektionalen Vergleichsproben. Bei letzteren gibt es keine Querschnittsschwächungen und die Risse entstehen auf dem Niveau der Tragfähigkeit des ungeschwächten Querschnittes. Bei textilbewehrtem Beton können sich diese beiden Spannungs-Niveaus der Rissbildung überlagern. Die Rissbildung beginnt zunächst auf dem niedrigen, durch Querschnittsschwächungen geprägten Spannungsniveau und endet schließlich auf dem höheren Spannungsniveau der Rissbildung von Querschnitten ohne Querschnittsschwächung. Diese Überlagerung kann die höheren Werte für σ_{r1}/σ_{rn} erklären. Wenn die ersten Risse bspw. bei einem um 30 % niedrigeren Lastniveau stattfinden, während das Spannungsniveau am Ende der Rissbildung erhalten bleibt, würde sich der Wert von $\sigma_{rn}/\sigma_{r1} = 1,1$ auf $\sigma_{rn}/\sigma_{r1} = 1,1/(1 - 0,3) = 1,57$ erhöhen.

In Abschnitt 5.4.2.1 wurde von einem Rückgang der Erstrissspannungen zwischen 10 und 50 % berichtet. Eine entsprechende Erhöhung der Werte σ_{rn}/σ_{r1} ist aber nicht sichtbar. Möglicherweise wird die beschriebene Überlagerung der Rissmechanismen nur selten so wirksam, dass sie auch auf den Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie durchschlägt.

Eine weitere Erklärungsmöglichkeit für den beobachteten Wertebereich von σ_{rn}/σ_{r1} bietet die Verteilung der Querschnittsschwächungen durch die Querräden entlang der Dehnkörper. Die textilen Strukturen sind geometrisch nicht absolut perfekt. Es ist auch nicht möglich, die textilen Bewehrungen in mehreren Lagen absolut deckungsgleich oder regelmäßig versetzt einzubauen. Da die textilen Strukturen darüber hinaus im nicht im-

prägnierten Zustand keine sehr hohe Verschiebefestigkeit aufweisen, kann die Lage der Querräden variieren und so in Längsrichtung eine veränderliche Anordnung der Querräden verursachen. Entsprechend der Verteilung der Querräden ist vermutlich auch die Risslast entlang der Dehnkörper nicht gleichmäßig verteilt. Das heißt, dass das Rissniveau entlang eines Bauteils – oder auch bei mehreren Exemplaren eines Bauteils – schwankt. Ein solches Verhalten müsste sich auch im Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie durch einen größeren Wertebereich der Spannungen während der Rissbildung bzw. einen größeren Wert für das Verhältnis σ_{rn}/σ_{r1} niederschlagen. Da keine Aufzeichnungen existieren, die eine Zuordnung des Entstehungszeitpunktes der Risse zur Beanspruchung ermöglichen, ist eine abschließende Klärung dieses Punktes mit den vorliegenden Ergebnissen nicht möglich.

5.4.3 Schlussfolgerungen

Auch bei einer Differenzierung nach Art und Aufbau des Textils lassen sich keine einzelnen Größen finden, die das Rissbildungsverhalten dominieren. Vermutlich wird die Rissbildung am textilbewehrten Beton durch das Zusammenwirken der folgenden Faktoren bestimmt:

- **Verbundeigenschaften der Bewehrung**

Der Prozess der Rissbildung – die Rissbreiten und Rissabstände – hängt bekanntlich unmittelbar von den Verbundeigenschaften der Bewehrung ab. Abschnitt 5.7 geht noch ausführlicher auf die Verbundeigenschaften von textiler Bewehrung ein. An dieser Stelle sei vorweggenommen, dass die Verbundeigenschaften der Garne – vor allem die des Kettfadens – maßgeblich durch die gewählte Bindungstechnologie bestimmt werden. Die Unterschiede zwischen zwei unterschiedlich konstruierten Textilien aus dem gleichen Garn sind nach den vorliegenden Ergebnissen größer als die Unterschiede, die sich bei gleicher textiler Bindungstechnologie, aber der Verwendung unterschiedlicher Filamentgarne ergeben.

- **Querschnittsstörung durch Querbewehrung**

Systembedingt ist mit jeder Lage textiler Bewehrung in Längsrichtung auch eine Lage Querräden vorhanden¹¹. Aufgrund ihres Aufbaus sind die Rovings nicht in der Lage, in Querrichtung angreifende Kräfte in nennenswerter Höhe zu übertragen. Das ist im nur punktuellen Kontakt der Filamente untereinander begründet. Durch die Querbewehrung wird der tragende Betonquerschnitt geschwächt, so dass die Risslast der Querschnitte reduziert wird. Diese Schwächung ist von Bedeutung, da auf die Dicke der Probekörper von nominell 8 mm mehrere Bewehrungslagen mit quer liegenden Rovings kommen, wobei jeder einzelne eine Abmessung in Dickenrichtung von 0,2 bis 0,8 mm aufweisen kann.

Es ist bekannt, dass durch die Schlichte die Erhärtungskinetik in der Umgebung der Rovings verändert wird. Die Ergebnisse lassen vermuten, dass dieser Effekt zu einer

¹¹Bei orthogonalen Textilien liegt die zweite Lage in einem Winkel von 90° zur Hauptlage. Bei multiaxialen Textilien sind auch mehrere Lagen in anderen Winkeln möglich.

deutlichen Absenkung der Steifigkeit und der Zugfestigkeit des Betons führt und die Wirkung die der reinen geometrischen Querschnittsschwächung sogar übertrifft.

- **Rissunterdrückung**

In Abschnitt 4.4.2 wurde sehr ausführlich auf die rissunterdrückende Wirkung der Bewehrungsfasern eingegangen. Es gibt keine Hinweise, die vermuten lassen, dass dieser Mechanismus nicht auch bei textiler Bewehrung wirksam ist. Vermutlich wird der Effekt der Rissunterdrückung auch durch die Verbundeigenschaften der Fasern in Längsrichtung beeinflusst, die wiederum durch die textile Bindungstechnologie beeinflusst werden.

Bei der mehrfachen Rissbildung überlagern sich diese drei Effekte. Wie sich gezeigt hat, ist es vor allem die Querschnittsstörung durch Querbewehrung, die die Rissbildung von textilbewehrtem Beton entscheidend prägt. Bild 5.10 zeigt Beispiele für typische Rissbilder, die sich nach ihrem Muster in Klassen unterteilen lassen:

- **Klasse 1: primäre Rissbildung**

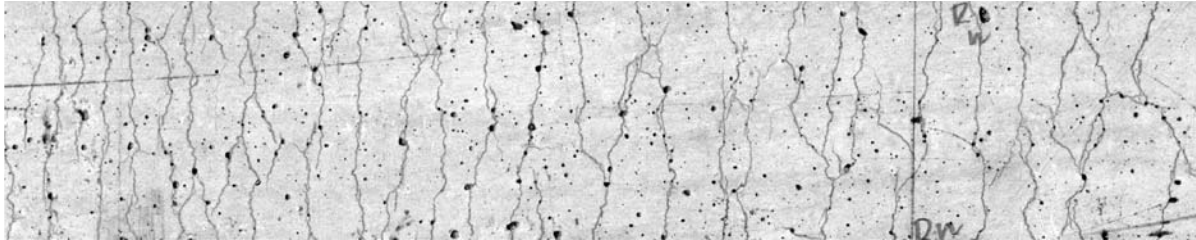
Als primäre Risse werden die Risse definiert, die aufgrund der Querschnittsschwächung direkt an der Querbewehrung entstehen. Primäre Risse lassen sich aufgrund ihrer Lage und ihres Verlaufes erkennen. Erstere ist identisch mit der Lage der Querbewehrung. Der Verlauf ist ruhiger und geradliniger als der von sekundären Rissen. Reine primäre Rissbildung ohne das Entstehen sekundärer Risse ist möglich (Bild 5.10(b)). Je nach den Verbundeigenschaften der Bewehrung müssen die primären Risse dabei nicht zwingend an jedem Roving der Querbewehrung entstehen, auch wenn ein solches Verhalten mehrfach beobachtet wurde, da mittlere Rissabstände X_p und mittlere Querfadenabstände in der Praxis oft in derselben Größe liegen.

- **Klasse 2: sekundäre Rissbildung**

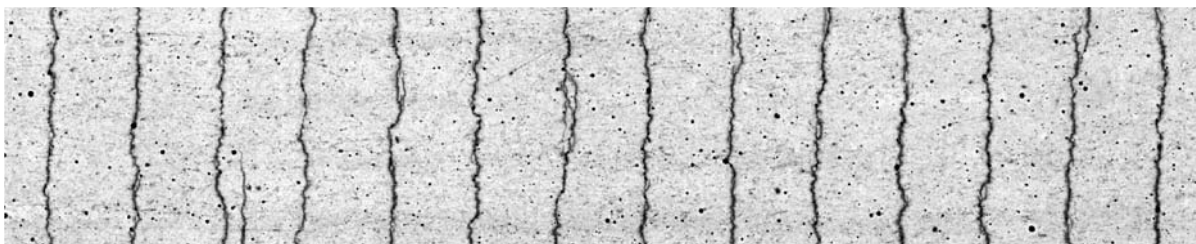
Als sekundäre Risse sollen solche verstanden werden, die sich aufgrund des Erreichens der Betonbruchdehnung im nicht durch Querbewehrung geschwächten Querschnitt bilden. Der Name leitet sich aus ihrem zeitlichen Entstehen ab, da diese Risse erst nach den primären Rissen sichtbar werden¹². Typisch für die sekundäre Rissbildung ist deren unregelmäßiger Verlauf – dazu gehören auch Verzweigungen und spontane Richtungsänderungen – und der in einem gewissen Grad variierende mittlere Rissabstand X_s (Bild 5.10(a)). Da bei Anwesenheit einer Querbewehrung aufgrund der Querschnittsschwächung immer auch Risse an den Positionen der Querbewehrung entstehen werden, ist eine reine sekundäre Rissbildung im textilbewehrten Beton in der Praxis vermutlich nicht beobachtbar.

¹²Bei unidirektional bewehrten Dehnkörpern ist eine Unterscheidung zwischen primärer und sekundärer Rissbildung nicht notwendig, da die durch Querschnittsschwächung induzierten Risse nicht entstehen können, denn unidirektionale Bewehrung hat definitionsgemäß keine Querbewehrung. Das Rissbild unidirektionaler Proben entsteht aber durch den gleichen mechanischen Mechanismus – namentlich unabhängig von einer möglichen Querschnittsschwächung – und liefert aus diesem Grund ein Vergleichsmuster für die am textilbewehrten Beton kaum ungestört beobachtbare sekundäre Rissbildung.

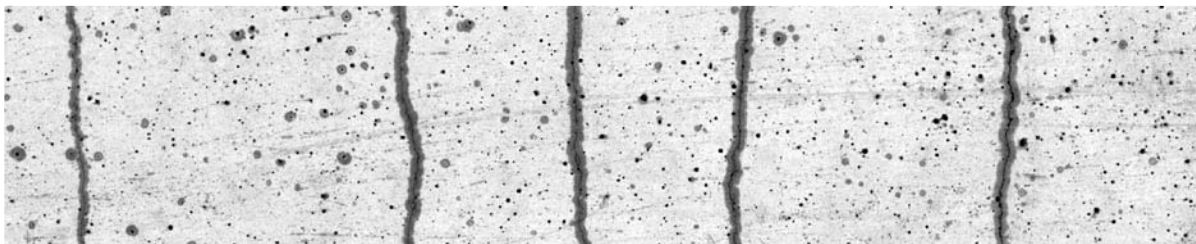
10 mm



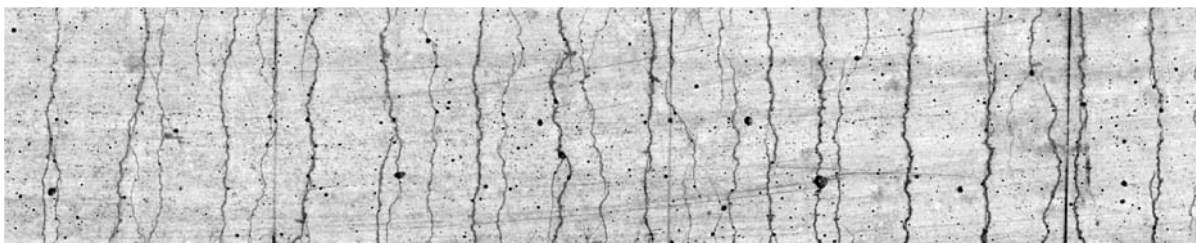
(a) Probe B1-237-01, Referenzrissbild für quasi reine sekundäre Rissbildung an einer unidirektional bewehrten Probe mit NEG-ARG620-01, $V_f = 1,36\%$



(b) Probe B1-223-11, reine primäre Rissbildung



(c) Probe B1-224-01, reine primäre Rissbildung mit X_p als n -faches des Fadenabstandes



(d) Probe B1-262-02, Mischrissbildung oder primäre Rissbildung aus verschiedenen Ebenen

Bild 5.10: Typische Rissbilder von textilbewehrtem Beton mit Klassifikation und Rissbild einer unidirektional bewehrten Probe als Referenz für reine sekundäre Rissbildung. Textile Bewehrung mit Längsfäden im Raster von 7,2 mm mit unterschiedlichen Verbundeigenschaften und Querräden aus NEG-ARG620-05 im Raster von 10,2 mm.

• Klasse 3: gemischte Rissbildung

Bei der gemischten Rissbildung sind Risse der primären und der sekundären Rissbildung vorhanden. Die Risse der einen oder anderen Klasse sind nicht zwangsläufig als solche erkennbar, da auch Verzweigungen zwischen primären und sekundären Rissen möglich sind (Bild 5.10(d)).

Bei ausgeprägter Neigung zur primären Rissbildung, d. h. deutlicher Querschnittsschwächung durch die Querbewehrung, und wenn der Rissabstand aus sekundärer Rissbildung X_s ein n -faches des Querfadensabstandes beträgt (mit $n = 1, 2, 3, \dots$), ist es möglich, dass der Riss immer an der nächstgelegenen Querschnittsschwächung entsteht. In diesem Fall handelt es sich um reine primäre Rissbildung (Bild 5.10(c)).

Bei mehrlagiger Bewehrung ist es auch möglich, dass trotz gegenseitigen Versatzes der Bewehrungslagen die primäre Rissbildung aufgrund der Querschnittsschwächungen dominiert. In diesem Fall entstehen trotz primärer Rissbildung die Risse in einem engeren Abstand als dem der Querfäden *einer* Bewehrungslage, da die Querschnittsschwächungen an den Querfäden anderer Bewehrungslagen ebenso rissfördernd wirken. Möglicherweise ist Bild 5.10(c) das Ergebnis einer solchen Situation.

Es stellt sich die Frage, ob die beobachtete Streuung der Versuchswerte tatsächlich einen prinzipiell größeren Wertebereich für das Rissbildungsniveau bei Textilbeton anzeigt und wo dieser seine Ursachen haben könnte. Dazu noch einmal zur primären Rissbildung. Durch die sehr beschränkte Fähigkeit der Garne, in Querrichtung Kräfte zu übertragen, wird der Querschnitt geschwächt. Aus Sicht der Lastübertragung können die Garne quer zur Belastungsrichtung als Fehlstellen in der Matrix angesehen werden. Üblicherweise werden mehrere Lagen der textilen Bewehrung verwendet. Dabei hängt das Niveau der Querschnittsschwächung von der relativen Position der Querfäden der einzelnen textilen Bewehrungslagen zueinander ab. Eine maximale Querschnittsschwächung entsteht offensichtlich, wenn die Querfäden aller Bewehrungslagen deckungsgleich übereinander liegen – die geringste, wenn die Querfäden der textilen Bewehrungslagen maximal gegeneinander versetzt sind. Es verbleibt jedoch die Hypothese, dass das Maß der Risslastreduktion auch von der Geometrie der Querfäden und der von ihnen ausgehenden Kerbwirkung abhängig ist. Um einen solchen Effekt nachzuweisen, reichen die vorliegenden Daten der experimentellen Untersuchungen nicht aus.

Primäre und sekundäre Rissbildung finden auf unterschiedlichen Lastniveaus statt. Die Mischung von sekundärer und primärer Rissbildung hat entsprechend Auswirkungen auf den Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie. Bei Proben mit primärer Rissbildung verläuft die Spannungs-Dehnungs-Linie auf einem niedrigeren Niveau, bei sekundärer Rissbildung auf einem höheren Spannungsniveau. Sowohl die unterschiedliche Verteilung der Querschnittsschwächungen entlang der Probe als auch die gemischte primäre und sekundäre Rissbildung führen vermutlich zu einem höheren Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIa als bei unidirektionaler Bewehrung beobachtet.

5.5 Zustand IIb (abgeschlossene Rissbildung)

5.5.1 Stand des Wissens

Die bei unidirektionaler Bewehrung auftretenden Effekte werden in Abschnitt 4.7 ausführlich diskutiert. Ein charakteristisches Merkmal bei Verwendung von Filamentgarnen aus AR-Glas ist demnach ein Defizit der Dehnsteifigkeit im Zustand IIb gegenüber den Vorhersagen der theoretischen Modelle. Diese Differenz zwischen theoretischem Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie und der in den Versuchen festgestellten geringeren Dehnsteifigkeit wurde mit dem Versagen von Randfaser erklärt, da diese aufgrund des guten Verbundes zur Betonmatrix höhere Dehnungen erfahren als die Kernfasern eines Filamentgarnes. In Abschnitt 4.7.2 wurde diskutiert, dass das Versagen von Filamenten eine physikalisch plausible Erklärung des Steifigkeitsdefizits ermöglicht.

In Abschnitt 4.7.2 wurde der Bündelfaktor k_B eingeführt, um den Unterschied zwischen der theoretischen und der in den Versuchen festgestellten Steifigkeit im Zustand IIb $E_f V_f$ (bzw. $E_f A_f$) zu beschreiben. k_B wird als Anteil noch wirksamer Fasern im Zustand IIb interpretiert.

Durch die textiltechnische Verarbeitung der Fasern wird die Querschnittsgeometrie verändert und durch verschiedene – in Abschnitt 5.7 betrachtete – Effekte auch die Verbundeigenschaften. Andere Verbundeigenschaften führen zu anderen Beanspruchungen in den Filamenten und lassen eine Veränderung des Faktors k_B erwarten. Die Untersuchungen an Dünnschliffen (siehe Abschnitt 5.8.2) zeigen, dass das Verhältnis U_f/A_f (Umfang zu Querschnittsfläche) in allen Fällen abnimmt. Das heißt, es gibt weniger Randfasern mit direktem Kontakt zur Matrix und es kann vermutet werden, dass gegenüber unidirektionaler Bewehrung weniger Randfasern versagen. Folglich werden höhere Werte für den Bündelfaktor k_B erwartet.

5.5.2 Ergebnisse und Diskussion

In den Bildern 5.11 und 5.12 sind die für Dehnkörper aus Textilbeton ermittelten Faktoren k_B dargestellt. Zur Orientierung sind jeweils die am Dehnkörper mit unidirektionaler Bewehrung ermittelten Vergleichswerte eingetragen. Für alle bisher untersuchten Fälle kann konstatiert werden, dass die Faktoren k_B für Textilbeton über den Vergleichswerten der unverarbeiteten Garne liegen. Der Effekt ist von Fall zu Fall unterschiedlich stark ausgeprägt. Bei dem Garn NEG-ARG310-01 in Bild 5.11(a) ist er beispielsweise nur im Trend vieler Versuche sichtbar. Bei anderen Garnen, z. B. NEG-ARG620-05 in Bild 5.11(c) oder NEG-ARG1100-01 in Bild 5.11(d) ist die Erhöhung gegenüber dem unverarbeiteten Garn wesentlich deutlicher ausgeprägt.

Da der Faktor k_B als Anteil der noch intakten Fasern im Querschnitt interpretiert wird, ist eine Erhöhung von k_B gleichbedeutend mit einem höheren Anteil wirksamer Fasern. Mithin ist dieser Effekt beim Übergang vom Garn zur texilen Bewehrung durchaus positiv zu bewerten und lässt eine höhere Festigkeit erwarten. Es stellt sich die Frage nach den Ursachen für die Erhöhung von k_B .

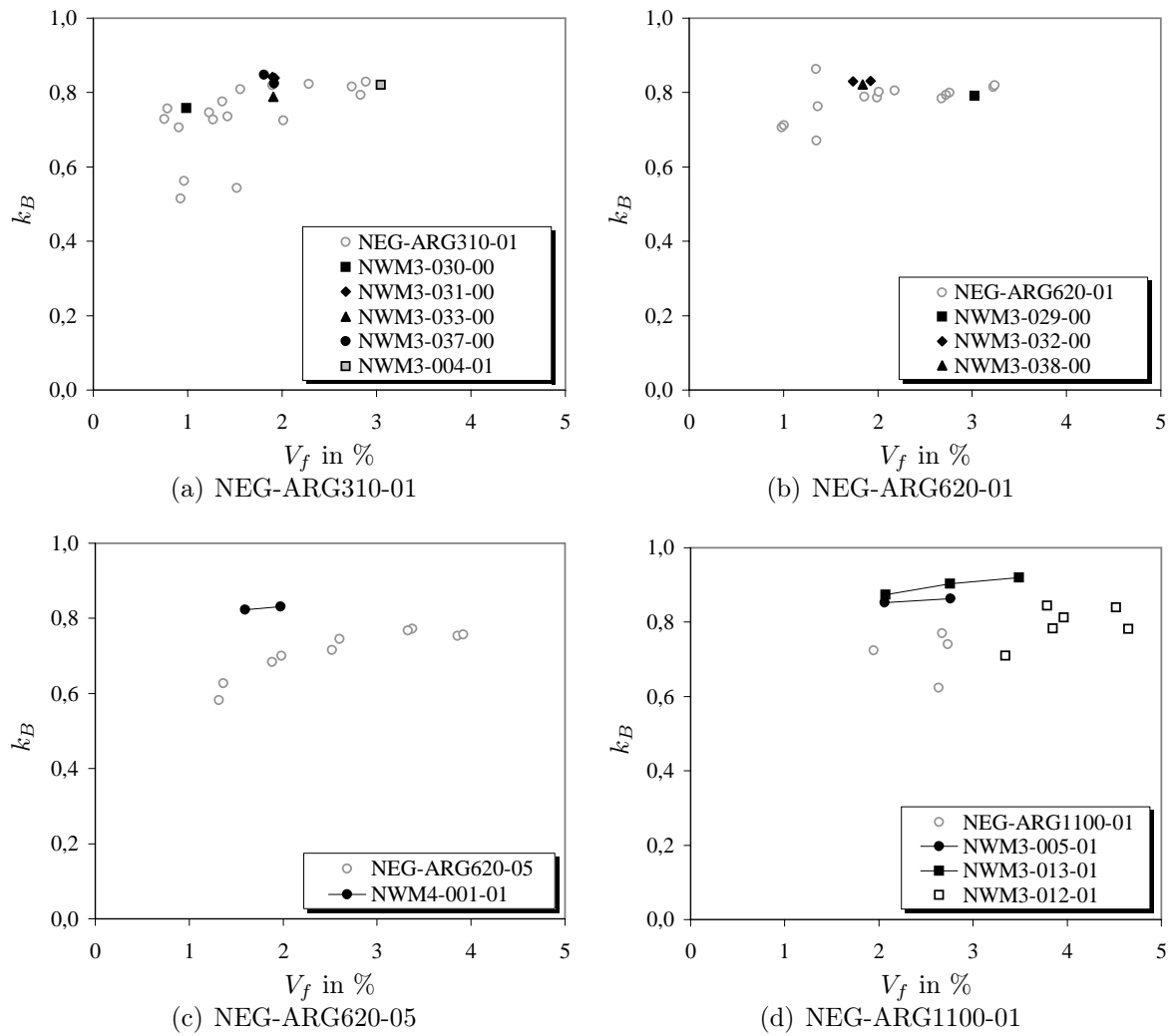


Bild 5.11: Bündelfaktor k_B für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (NEG, 310 bis 1100 tex) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

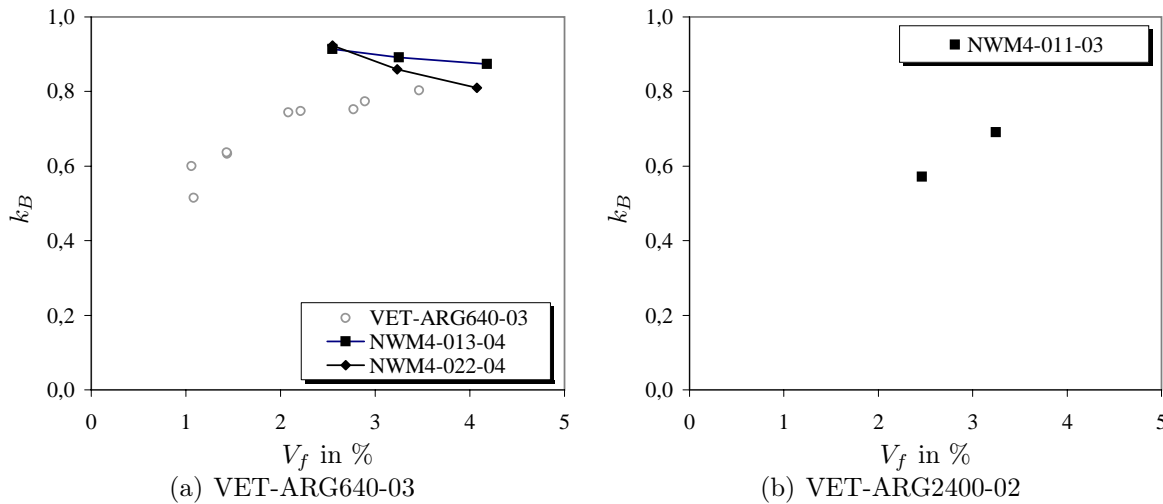


Bild 5.12: Bündelfaktor k_B für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (VET, 640 und 2400 tex) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

Zur Unterstützung der Diskussion sollen an dieser Stelle die mit dem Verfahren nach Abschnitt 3.2 ermittelten geometrischen Eigenschaften der Garne untersucht werden. Die Bilder 5.35, 5.38 und 5.40 zeigen Querschnittsfläche, Packungsdichte und Faserumfang mehrerer Garne für verschiedene Methoden der textiltechnologischen Verarbeitung. Es zeigt sich, dass durch die textile Verarbeitung der Garne ohne Ausnahme Querschnittsfläche und Umfang abnehmen und die Packungsdichte steigt. Damit wird die eingangs aufgestellte Hypothese bestätigt.

Ein weiteres Merkmal der Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand der abgeschlossenen Rissbildung ist die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen (engl. tension stiffening). Sie führt zu einer Parallelverschiebung der Spannungs-Dehnungs-Linie des Verbundwerkstoffs um den Betrag ε_{ts} auf der x -Achse. Die Bilder 5.13 und 5.14 zeigen die aus den Dehnkörperversuchen für verschiedene Textilien ermittelten Werte. Als Vergleichsbasis sind wieder die Werte für die unidirektional bewehrten Dehnkörper und die mit der in Abschnitt 6.2.3 modifizierte ACK-Theorie vorhergesagten ε_{ts} angegeben.

Die Werte für den textilbewehrten Beton liegen erstaunlicherweise zum Teil weit unter denen für die unidirektionale Bewehrung. In Einzelfällen werden sogar negative Werte ermittelt. Textilien mit Trikotbindung zeigen einen Wertebereich, der dem der unidirektionalen Dehnkörper recht nahe kommt, aber tendenziell kleiner ist. Bei den Bindungen Trikot-gegenlegig und Franse-Trikot sind die Unterschiede zu den unidirektionalen Vergleichswerten jedoch beträchtlich.

Tendenziell kleinere Werte für die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen scheinen plausibel, denn durch die kompaktere Form der Faserbündel in den Textilien sinkt die für den Verbund mit dem Beton zur Verfügung stehende Oberfläche. Ein geringerer Verbund mit der Betonmatrix lässt auch eine geringere Dehnungsbehinderung der Fasern folgerichtig erscheinen. Sehr schlechte Verbundeigenschaften können auch zu einem stärkeren Rückgang der Werte für ε_{ts} führen.

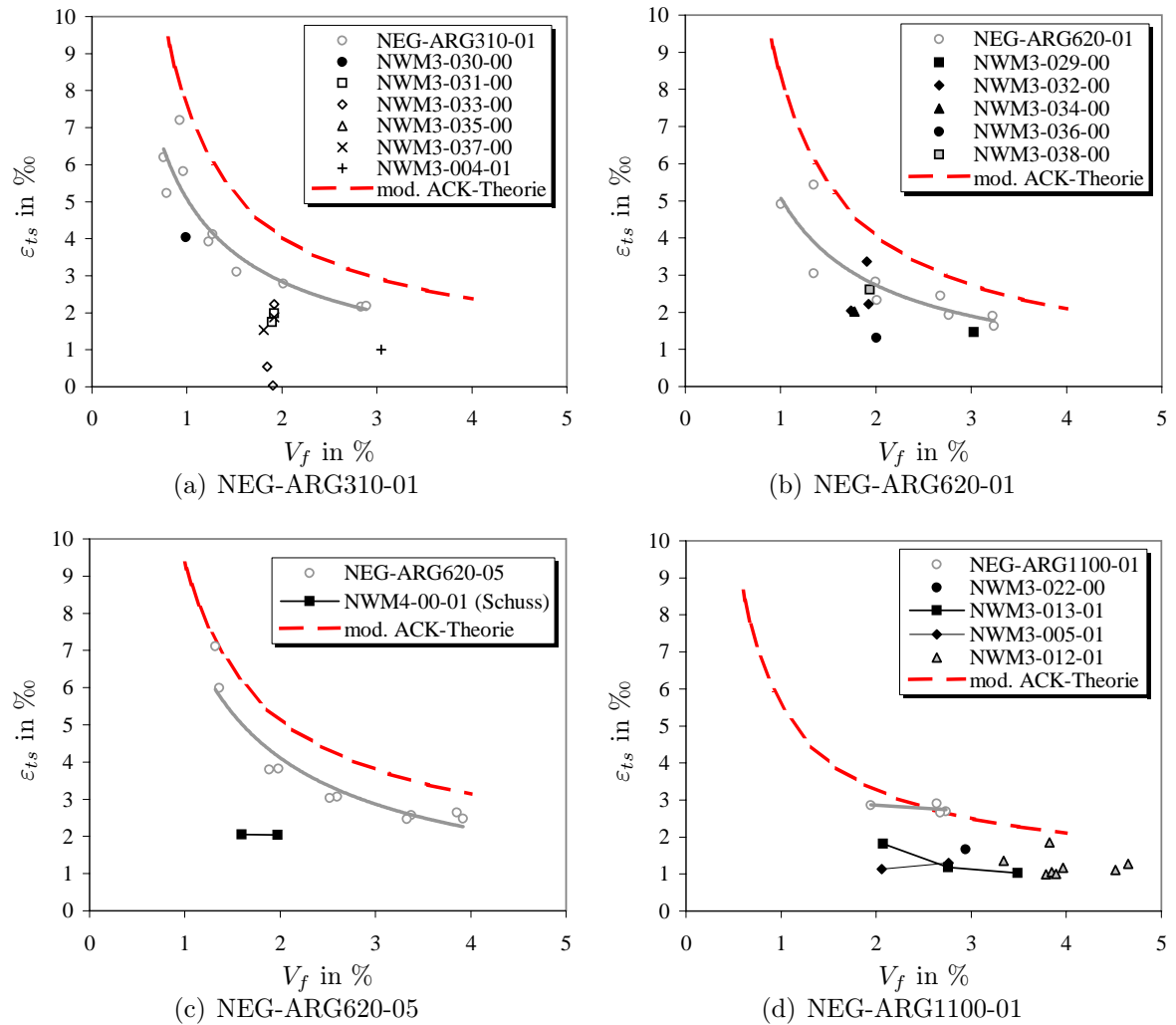


Bild 5.13: Dehnung ε_{ts} als Maß für die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (NEG, 310 bis 1100 tex) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

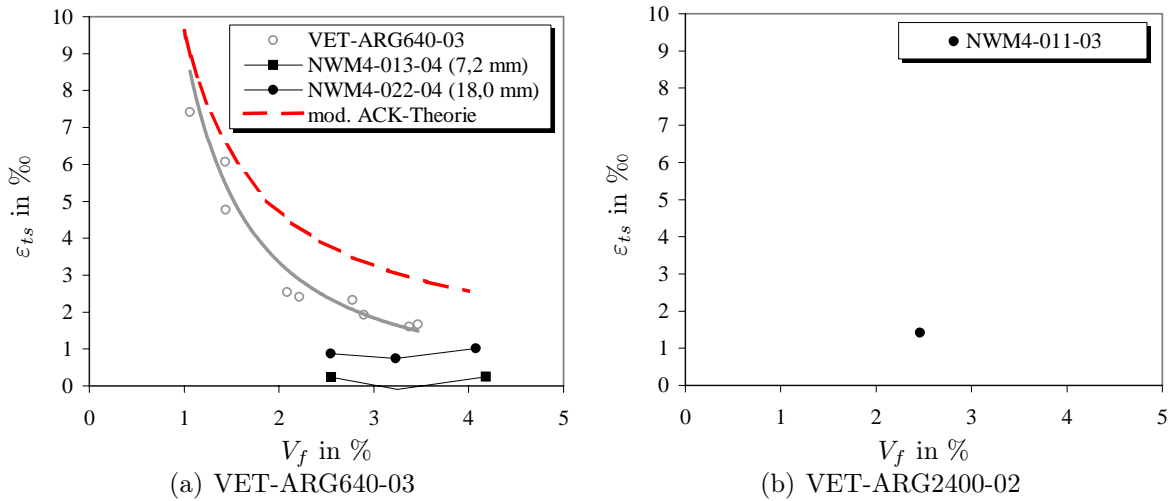


Bild 5.14: Dehnung ε_{ts} als Maß für die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (VET, 640 und 2400 tex) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

Ein anderer, möglicherweise zusätzlich auftretender Effekt ist die Welligkeit der Garne in der textilen Struktur. Beim Einbau textiler Strukturen wurde beobachtet, dass die Garne in einigen Fällen von der ideal gestreckten Lage abweichen und eine gewisse Welligkeit aufweisen. Es ist durchaus denkbar, dass sich die Filamente bei Belastung geradeziehen. Das Geradeziehen findet bei sehr geringen Beanspruchungen statt, die unter dem Lastniveau der Rissbildung liegen. Die Folge wäre eine zusätzliche Dehnung, die im Zustand IIb zu einem Versatz der Spannungs-Dehnungs-Linie nach rechts führt und ε_{ts} verkleinert.

Da bei den textilbewehrten Proben größere Rissbreiten als bei unidirektionaler Bewehrung typisch sind, wird auch bei der Entstehung eines Risses eine größere Energie frei. Diese kann möglicherweise dazu führen, dass sich die angeklebten Dehnungsaufnehmer auf der Probenoberfläche verschieben und so das Messergebnis verfälschen. Dieser Mangel dürfte aber nicht zu einer systematischen Beeinflussung wie bspw. in Bild 5.14(a) führen, sondern eher einen zufälligen Charakter haben. Insofern kann eventuell die Lage einzelner Datenpunkte mit Fehlern in der Messung erklärt werden, wenn sie vom Trend einer größeren Anzahl Einzelversuche abweichen. Da sich diese Effekte im Nachgang nicht mehr verifizieren lassen, können die Ursachen für die geringen und teilweise negativen ε_{ts} mit den vorliegenden Versuchsergebnissen nicht endgültig geklärt werden.

5.5.3 Schlussfolgerungen

Durch die kompaktere Geometrie textil verarbeiteter Filamentgarne zeigen die textilen Strukturen bezüglich der Steifigkeit eine höhere Effektivität als die unidirektional bewehrten Vergleichsproben. Begründet wird das durch einen geringeren Umfang der Garne, was gleichbedeutend ist mit einer geringeren Anzahl Randfasern. Da davon ausgegangen wird, dass die Randfasern schon zu Beginn des Zustandes IIb versagt haben, lassen sich die höheren Faktoren k_B mit dem kleineren Randfaseranteil erklären.

Möglicherweise trägt auch der bei höherer Packungsdichte bessere innere Verbund über eine Vergleichmäßigung der Dehnungen dazu bei, dass weniger Randfasern versagen. Entscheidend ist aber sicherlich die Verringerung des Umfanges, der mit der Matrix im Verbund steht.

Trotz einer größeren Menge intakter Fasern im Zustand IIb ist die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen bei textiler Bewehrung geringer. Das kann zu einem Teil mit den schlechteren Verbundeigenschaften erklärt werden. Als weitere Ursache kommt die verschiedentlich beobachtete Welligkeit der Rovings in den textilen Strukturen in Betracht. Durch das Geradeziehen der Wellen werden die Verformungen vergrößert. Nach Meinung des Verfassers ist das auch die einzig mögliche physikalische Erklärung für die Größe der Verformungen bzw. die vereinzelt festgestellte negative Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen. Durch diese zusätzlichen Verformungen vergrößern sich auch die Rissbreiten entsprechend. Ob die Welligkeit auch Auswirkungen auf die Tragfähigkeit hat, wird im folgenden Abschnitt untersucht.

5.6 Bruch (ULS)

5.6.1 Stand des Wissens

An dieser Stelle soll wieder der Verweis auf die entsprechenden Passagen zu den Untersuchungen an unidirektionalen Bewehrungen – den Abschnitt 4.8.1 erfolgen. Dort wurde vor allem festgestellt, dass sich verschiedene Chargen derselben Faser sehr unterschiedlich verhalten. Als Ursache wurden Unterschiede in der Schlichte benannt. Die erreichbaren Festigkeiten hängen also sehr stark von den Verbundeigenschaften zwischen den Filamenten und zwischen Matrix und Filamenten ab.

MOLTER hat zahlreiche Versuche an verschiedenen Kettengewirken mit vergleichbaren AR-Glas-Rovings durchgeführt [84]. Soweit das bei nur zwei verschiedenen untersuchten Faservolumengehalten erkennbar ist, scheint die auf die Faserquerschnittsfläche bezogene Festigkeit mit steigendem Faservolumengehalt abzunehmen. Es liegen jedoch nur Ergebnisse für etwa 2 und etwa 3 Vol.-% vor und der Trend liegt im Bereich der Streuung der Einzelwerte. Trotzdem bestätigt dieser Trend die Erwartungshaltung, denn eine Erhöhung des Faservolumengehaltes ist einer Erhöhung der beanspruchten Fläche äquivalent, siehe Abschnitt 4.8.1.2.

Beim Zusammenfassen von zwei Rovings zu einem Bewehrungsstrang berichten MOLTER bzw. HEGGER ET AL. etwa von einer Halbierung der Tragfähigkeit [84, 26]. Verglichen mit der textilphysikalisch am Garn ermittelten Festigkeit erreichen die Textilien etwa 50 % bzw. als Doppelfaden etwa 25 % der am Garn ermittelten Werte. Generell zeigen die Ergebnisse, dass die Festigkeit mit wachsendem Verhältnis vom Umfang zur Querschnittsfläche zunimmt. Das wird mit dem größeren Anteil an Filamenten begründet, die im direkten Kontakt mit dem Beton stehen und entsprechend große Verbundkräfte übertragen können.

Weiterhin haben HEGGER ET AL. die Auswirkungen einer Umschnürung der Garne untersucht [26]. Dazu wurden Glasfaserrovings mit Polypropylenfasern umspinnen. Damit

sollen die Verbundeigenschaften der Filamente untereinander verbessert und ein gewisser Schutz der empfindlichen Glasfaser erreicht werden. Verglichen mit Textilien ohne umspinnene Garne konnte die Effektivität von 40 auf annähernd 100 % gesteigert werden¹³.

Über Biegeversuche mit unterschiedlichen Textilien und aus unterschiedlichen Materialien berichten PELED & BENTUR [156]. Gewebe und Kettengewirke mit Teilschuss aus niedermoduligen Bewehrungfasern (Polyethylen, Polypropylen) erreichen höhere Festigkeiten als unidirektional bewehrte Proben mit den gleichen Fasern. Mit steigender Filamentanzahl pro Bündel und steigendem Elastizitätsmodul geht die Effektivität deutlich zurück. Dies wird vor allem mit schlechten Verbundeigenschaften begründet. Bei den Kettengewirken werden die Garne durch den Nähfaden umschnürt und erhalten eine sehr kompakte Geometrie. Das verhindert ein Eindringen der Matrix und damit die Ausbildung eines guten Verbundes.

5.6.2 Ergebnisse und Diskussion

Die Festigkeit und das Bruchverhalten der Dehnkörper aus Textilbeton wurden eingehend analysiert. In den Bilder 5.15 und 5.16 sind zunächst die auf die Faserquerschnittsflächen bezogenen Bruchspannungen dargestellt. Wie üblich sind die Vergleichswerte der Dehnkörper mit unidirektionaler Bewehrung ebenfalls enthalten. Beim Vergleich der Festigkeiten der Proben aus Textilbeton mit den unidirektional bewehrten Proben können folgende Feststellungen getroffen werden:

- In nahezu allen Fällen liegen die Festigkeiten am Textilbeton deutlich unter denen mit unidirektionaler Bewehrung. In den meisten Fällen erreichen die mit Textilien bewehrten Proben nur 40 bis 60 % der Festigkeit der Vergleichsproben mit unidirektionaler Bewehrung.
- Ein etwas differenzierteres Bild ergibt sich, wenn die Festigkeiten in Abhängigkeit der verwendeten Garne und der eingesetzten Flächenbildungstechnologie betrachtet werden:

¹³Die Aussagekraft dieses Vergleiches ist zu hinterfragen. Offensichtlich bestanden die Vergleichsmaterialien aus NEG-Rovings der Feinheit 2400 tex, während WULFHORST, BURKHARD ET AL. angeben, für die Friktionsspinngarne mehrere Rovings einer anderen Feinheit zu verwenden. Auch bei HEGGER ET AL. findet sich die Information, dass der Glaskern aus einem NEG-Roving der Feinheit 1100 tex und 3 NEG-Rovings der Feinheit 310 tex – insgesamt 2030 tex – besteht und mit dem zum Umspinnen verwendeten Polypropylen die 2400 tex erreicht werden. Nach WULFHORST, BURKHARD ET AL. liegen die Festigkeiten dieser beiden Rovings etwa 20 % über der des NEG-Rovings mit 2400 tex [26]. Es sei außerdem darauf hingewiesen, dass bei dem von WULFHORST, BURKHARD ET AL. verwendeten Prüfverfahren der Verbund zwischen den Filamenten unberücksichtigt bleibt. Bei der von ABDKADER verwendeten Prüfmethode – siehe Abschnitt 2.4 – erreichen vergleichbare Garne Festigkeiten, die sich um den Faktor 3 bis 4 unterscheiden, siehe Tabelle B.2. Der entscheidende Kritikpunkt ist aber vermutlich, dass das Friktionsspinn garn in der textilphysikalischen Prüfung nur eine sehr niedrige Festigkeit von etwa 300 N/mm² erreicht. Das ist etwa 1/3 bis 1/4 der Festigkeit der in den Vergleichstextilien verwendeten Rovings. Eine Effektivität von annähernd 100 % für das Friktionsspinn garn heißt also, dass die Festigkeit des Verbundwerkstoffes geringer ist als mit Garnen der Feinheit 2400 tex ohne Umspinnen.

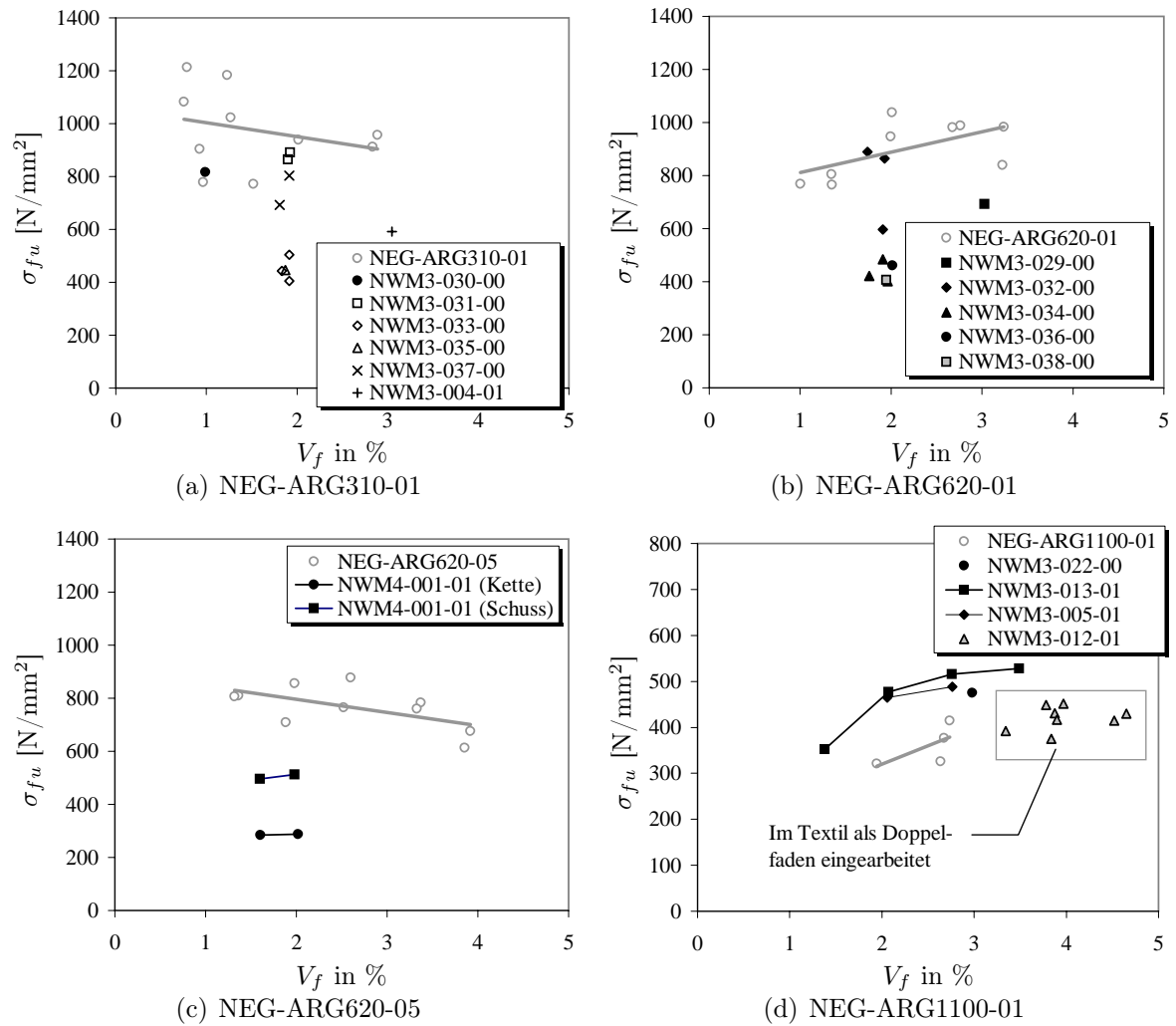


Bild 5.15: Bruchspannung σ_{fu} für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (NEG, 310 bis 1100 tex) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

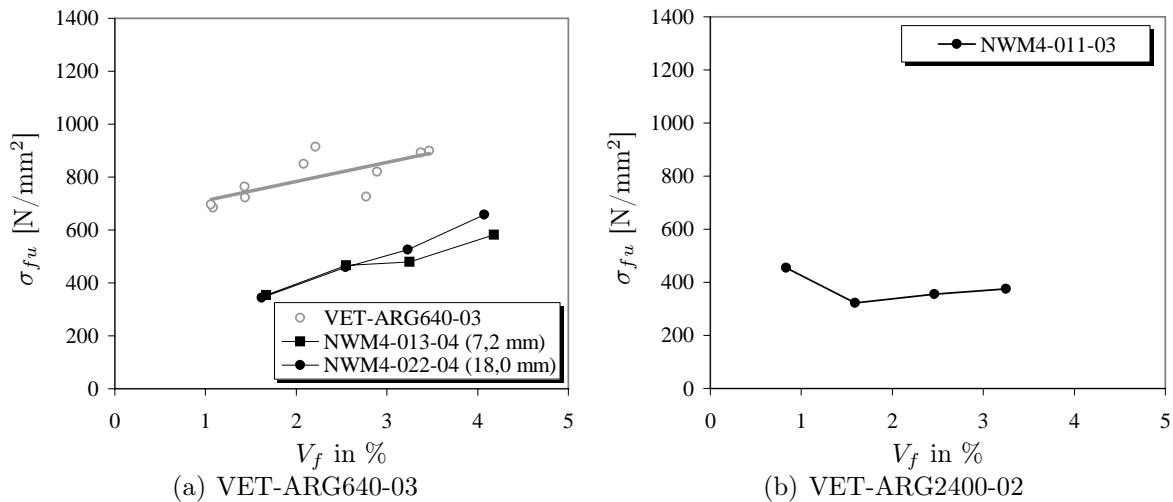


Bild 5.16: Bruchspannung σ_{fu} für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (VET, 640 und 2400 tex) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

– Bindung Trikot

Im Vergleich mit anderen Bindungen erreichen die Textilien mit der Trikot-Bindung stets die höchsten Festigkeiten. Beim Garn NEG-ARG310-01 in Bild 5.15(a) liegen die Ergebnisse mit dem unidirektionalen Garn auf gleichem Niveau, bei NEG-ARG1100-01 werden die Vergleichswerte der unidirektionalen Garne sogar übertroffen.

– Bindung Trikot-gegenlegig

Im Vergleich der verschiedenen Bindungen liegen die Ergebnisse im Mittelfeld. Objektiv betrachtet ist die Festigkeit im Vergleich zur unidirektionalen Faser jedoch schon so niedrig, dass die Ergebnisse als schlecht zu bewerten sind.

– Bindung Franse-Trikot

Diese Bindung liefert im Vergleich die niedrigsten Festigkeiten. Im Vergleich zur unidirektionalen Bewehrung sind die Werte als schlecht zu bewerten.

Textilien mit Bindungen, bei denen ein hoher Nähfadenanteil in unmittelbarer Nähe des Bewehrungsfadens konzentriert ist, erreichen die niedrigsten Festigkeiten. Die Trikotbindung mit der geringsten Ansammlung von Nähfäden in der Nähe des Bewehrungsfadens erreicht die höchsten Festigkeiten.

- Bild 5.15(c) ermöglicht den Vergleich von Kett- und Schussrichtung bei identischem Bewehrungsmaterial. Auch hier bestätigt sich die beim Vergleich der Bindungen festgestellte Auswirkung des Nähfadens. In diesem Fall hat die Kettrichtung kontinuierlich und großflächig Kontakt mit dem Nähfaden (Bindung Trikot-gegenlegig). Die Schussrichtung hat nur an den Kreuzungsstellen mit dem Quersfaden Kontakt mit dem Nähfaden und erreicht deutlich höhere Festigkeiten als die Kettrichtung.
- Soweit das anhand der nur punktuell vorhandenen Versuchsergebnisse sichtbar ist, scheinen die Festigkeiten in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt denselben Trend zu zeigen wie die unidirektionalen Vergleichsproben.

Bei Dehnkörpern mit unidirektionaler Bewehrung wurde in Abschnitt 4.8 festgestellt, dass die Bruchfläche meist eine starke Verzweigung in Probenlängsrichtung aufweist. Eine Y-Form der Bruchfläche ist als typisch anzusehen. Dieses Verhalten wurde in Abschnitt 4.8 mit der vor allem bei hohen Bewehrungsgraden beschränkten Kapazität zur Aufnahme von Zugkräften in Querrichtung begründet. Bei Proben aus Textilbeton konnten solche Verzweigungen der Bruchflächen nicht beobachtet werden. Bei textilbewehrtem Beton entsteht die Bruchfläche grundsätzlich aus einem vorhandenen Riss im Beton und weist nur in wenigen Fällen Verzweigungen auf (siehe Bild 5.17). Die Querbewehrung verhindert eine ausgeprägte Längsrisssbildung.

In Abschnitt 5.5 wurde festgestellt, dass aufgrund der dominierenden primären Rissbildung die Risse typischerweise sehr geradlinig verlaufen und Verzweigungen zwischen den Rissen nur bei sehr geringen Rissabständen auftreten, die kleiner sind als der Abstand der Querrisse. Eine augenscheinliche Klassifizierung der Bruchflächen textilbewehrter Proben ergab, dass die Bruchflächen typischerweise aus einem Primärriss entstehen und folglich im Vergleich zu unidirektional bewehrten Proben immer rechtwinklig zum Probenrand verlaufen. Durch die Bewehrungsfäden in Querrichtung wird eine Verzweigung des Bruchquerschnittes verhindert und gleichzeitig der Verlauf des Risses vorgegeben, da die quer zur Belastungsrichtung liegenden Filamentgarne ihrerseits den Querschnitt schwächen.

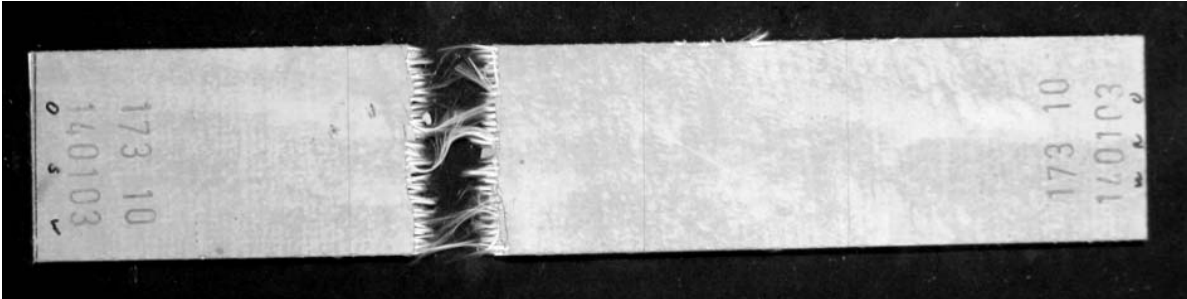
5.6.3 Lokalisierung des Versagens an den Querrissen

Bei unidirektional bewehrten Proben stehen die Filamente im Bruchquerschnitt büschelweise heraus. Die Länge der einzelnen Filamente variiert dabei innerhalb eines Wertebereiches scheinbar zufällig. Die Größe des Wertebereiches hängt offenbar mit den Verbundeigenschaften zusammen. Bei Filamentgarnen mit hohen Festigkeiten und guten Verbundeigenschaften wurden kürzere Maximallängen beobachtet als bei Filamentgarnen mit niedrigen Festigkeiten und schlechten Verbundeigenschaften. So ist der Wertebereich der Länge der aus der Bruchfläche herausragenden Filamente bei den Garnen NEG-ARG155-01 und NEG-ARG2500-01 größer als bei NEG-ARG310-01.

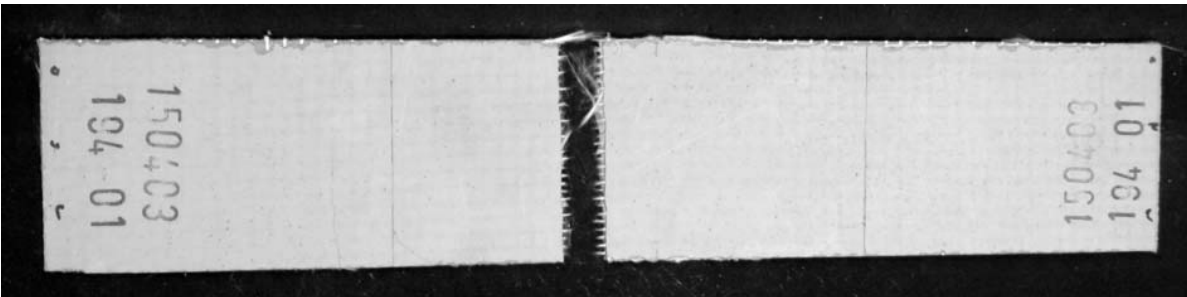
Bei den textilbewehrten Proben wird ein abweichendes Verhalten beobachtet. Und zwar haben die aus der Bruchfläche herausstehenden Enden der einzelnen Filamente typischerweise solche Längen, die der Position der Querrisse im Textil entsprechen. Mit anderen Worten versagen die Filamente bei textilbewehrtem Beton bevorzugt an den Querrissen und werden dann auf entsprechender Länge ausgezogen und ragen aus der Bruchfläche. Verallgemeinert kann festgestellt werden, dass das Versagen der Filamente an den Querrissen lokalisiert wird (Bild 5.18). Das gleiche Versagensbild konnte auch schon von TSURUTA ET AL. bei Textilien aus Carbonfasern mit einer Imprägnierung aus Kunstharz beobachtet werden [132].

5.6.4 Einfluss von Verbundstörungen

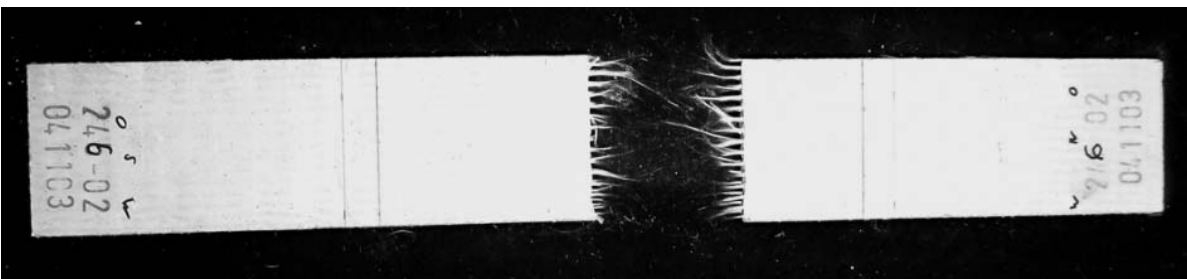
In Abschnitt 5.4 wurde ausgeführt, dass die Störungen des Betonquerschnittes durch die Querrisse dazu führen, dass sich die Risse bevorzugt an den Querrissen konzentrieren



(a) Probe B1-173-10, NWM3-028-00, $V_f = 1,83\%$



(b) Probe B1-194-01, NWM4-001-01, $V_f = 1,52\%$



(c) Probe B1-246-02, NWM3-013-01, $V_f = 1,46\%$

Bild 5.17: Bruchbilder von Dehnkörpern mit verschiedenen textilen Bewehrungen und verschiedenen Faservolumengehalten

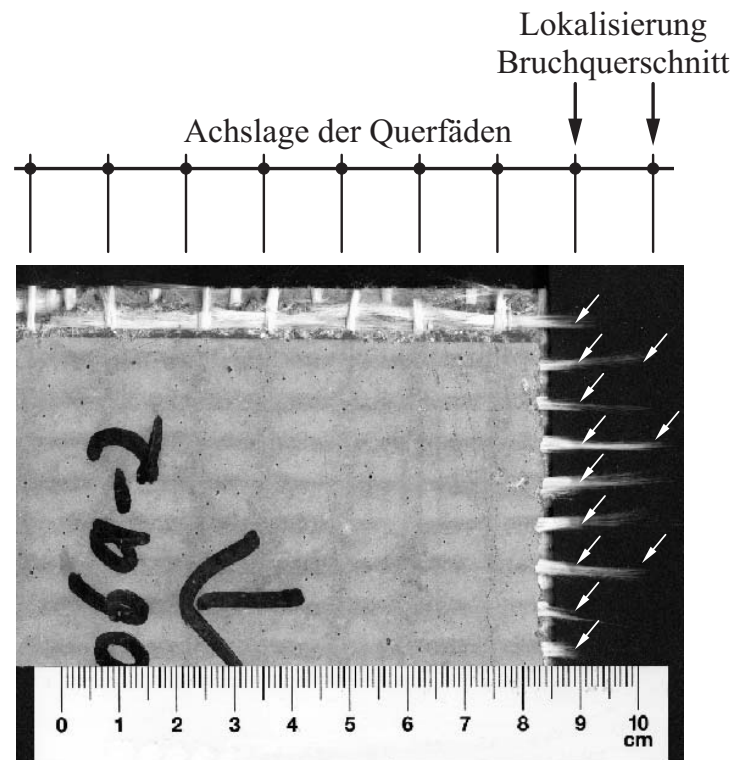


Bild 5.18: Lokalisierung des Fadenbruchs am Beispiel der Probe B1-069-06 (4 Lagen NWM3-022-00)

(Primärrisse). In den experimentellen Untersuchungen wurde in der Mehrzahl der Fälle beobachtet, dass das Rissbild ausschließlich durch die Position der Querfäden kontrolliert wurde (reine primäre Rissbildung). An diesen Stellen wird aber nicht nur die Zugtragfähigkeit des Betonquerschnittes herabgesetzt, sondern die Querfäden beeinflussen auch das Verbundverhalten der Längsfäden zur Betonmatrix. Durch die Ergebnisse in Abschnitt 5.5 wurde bereits nachgewiesen, dass die Verbundspannungen an den Stellen, wo der Nähfaden oder ein Querfaden im Kontakt mit dem Längsfaden steht, niedriger sind als an der Grenzfläche zwischen Feinbetonmatrix und den Filamenten der Längsfäden (Detailliertere Informationen zum Verbundverhalten folgen im Abschnitt 5.7). Typisch für die verwendeten biaxialen Nähgewirke ist, dass die Querfäden nur auf einer Seite der Längsfäden liegen. Damit ergibt sich die in Bild 5.19 dargestellte Situation.

Auf der einen Seite (der des durchgehenden Kontakts mit der Feinbetonmatrix) wird die Belastung durch eine konstante Verbundspannung in die Filamente eingeleitet. Auf der anderen Seite ist auf einer Länge, die der Ausbreitung der Querfäden entspricht, der Verbund (deutlich) geringer. Die Länge dieses Bereiches entspricht der Länge der Grenzfläche zwischen Längsfaden und Querfaden bzw. Nähfaden. In Bild 5.19 werden nur die Dehnungen der Randfilamente betrachtet. In den Abschnitten ohne die Verbundstörung durch den Querfaden sind die Verbundeigenschaften aller Filamente gleich. Die Linien in Bild 5.19 haben deshalb den gleichen Anstieg. An der Störstelle wird der Verbund der Filamente mit Kontakt zum Querfaden vereinfachend zu Null angenommen. Das heißt, in diesen Bereichen ist die Dehnung konstant. Aus Verträglichkeitsgründen müssen die mittleren Dehnungen der Filamente ohne und mit Verbundstörung über die Gesamtlän-

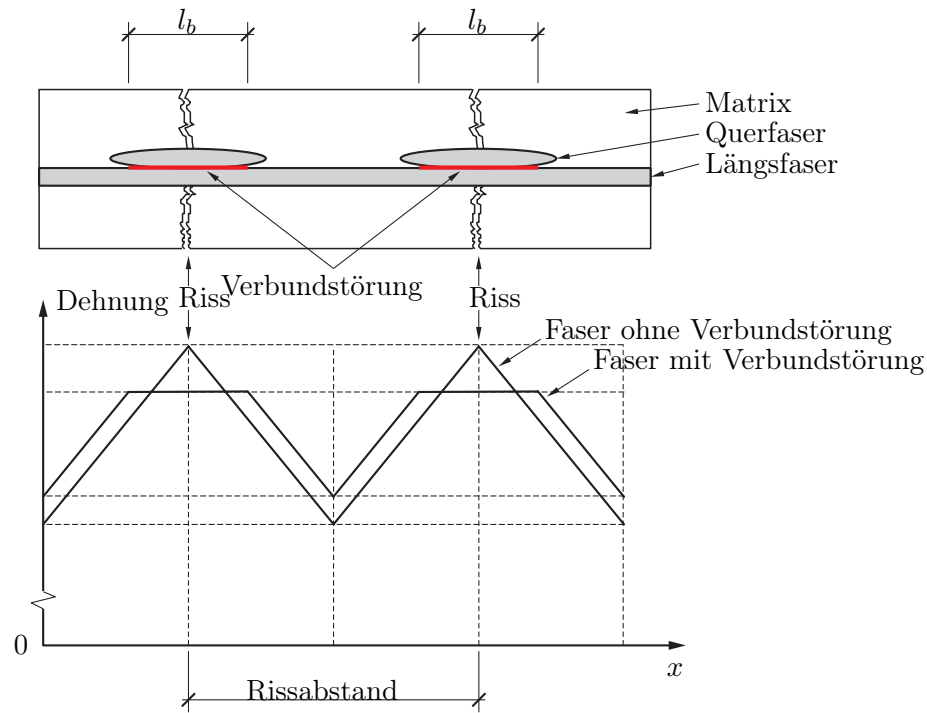


Bild 5.19: Dehnungsverteilung in den Filamenten ohne und mit Verbundstörung durch Querfäden (große Verbundstörung)

ge gleich groß sein. Aus diesen Randbedingungen ergibt sich der dargestellte Verlauf der Dehnungen in den Filamenten.

Bild 5.19 zeigt, dass die Filamente ohne Störung durch die Querfäden im Rissquerschnitt höher beansprucht werden als die Filamente mit der Verbundstörung durch die Querfäden. Filamente mit höheren Dehnungen werden eher versagen als solche mit niedrigeren Dehnungen. Da das Versagen von Faserbündeln durch das Versagen weniger Einzelfasern eingeleitet wird, sinkt die Tragfähigkeit des Rovings. Nach BURGOYNE & MILLS kann das Versagen eines Faserbündels durch das Versagen einiger weniger Filamente eingeleitet werden [61]. Folglich reichen möglicherweise schon kleine Verbundstörungen, um die Festigkeit spürbar zu reduzieren.

Prinzipiell ähnliche Verhältnisse ergeben sich, wenn der Verbund zwischen Roving und Matrix nicht durch einen Querfaden, sondern durch den Nähfaden gestört wird. Die verwendeten Nähfäden sind zwar in den Abmessungen wesentlich kleiner als die für die Querfäden verwendeten Garne, aber vom Grundsatz her stellen sie eine ebensolche Verbundstörung dar. Insbesondere bei den Bindungsarten Trikot-gegenlegig und Franse-Trikot konzentrieren sich größere Mengen des Nähfadens in unmittelbarer Nähe des Bewehrungsfadens. In Bild 2.10 ist zu erkennen, dass relativ große Bereiche der Garnoberfläche durch den Nähfaden bedeckt werden. In den Dünnschliffuntersuchungen konnte beobachtet werden, dass die Nähfäden nur teilweise mit Matrix durchsetzt sind. Da zwischen den Nähfäden aus Polyethylen oder Polypropylen und den AR-Glas-Filamentgarne keine nennenswerten Verbundkräfte übertragen werden können, entsteht auch hier eine Verbundstörung.

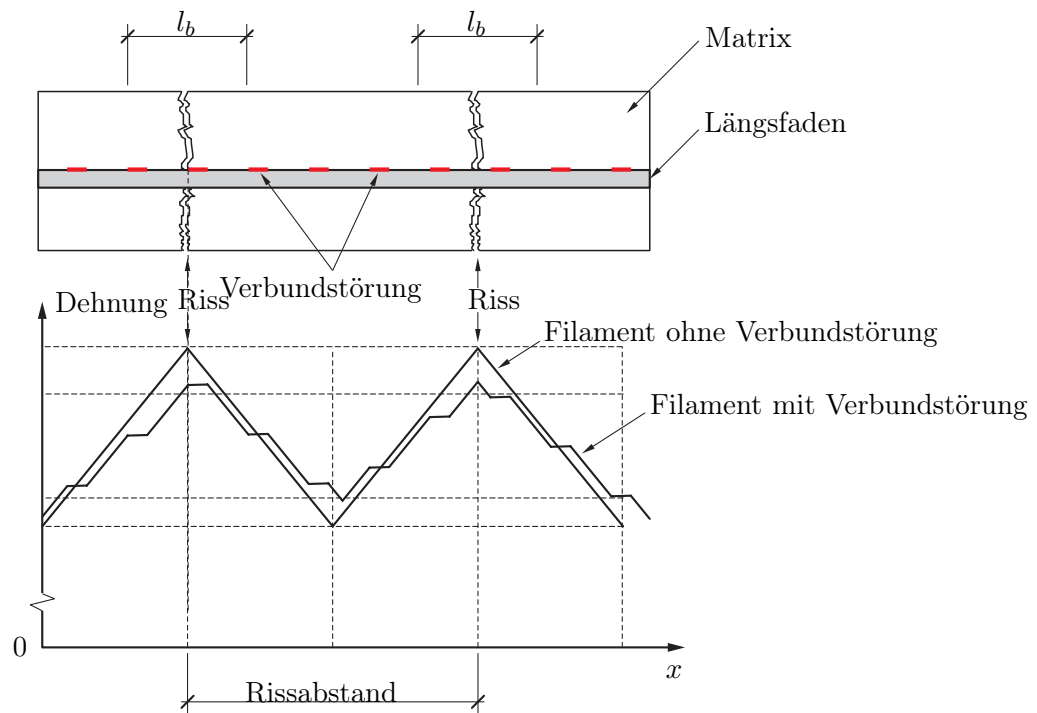


Bild 5.20: Dehnungsverteilung in den Filamenten ohne und mit Verbundstörung durch den Nähfaden (kleine Verbundstörung)

Bild 5.20 zeigt die Situation, wenn die Verbundstörung durch einen Nähfaden hervorgerufen wird. Im Vergleich zu Bild 5.19 ist die Verbundstörung nicht auf einen einzelnen Bereich am Riss konzentriert. Die Nähfäden bedecken die Oberfläche in relativ kurzen Abständen, abhängig von der Bindung und der Stichlänge. Es entstehen viele kleine Verbundstörungen in Längsrichtung.

Unabhängig davon, an welchen Stellen der Nähfaden Kontakt mit dem Bewehrungsfaden hat, er wirkt in jedem Fall wie eine Verbundstörung und hat damit die gleichen Auswirkungen wie eine Verbundstörung durch einen Querfaden. In Bild 5.20 sind die Dehnungen im Bereich der Verbundstörungen konstant. Aufgrund der Verträglichkeitsbedingung müssen wie schon im Bild 5.19 die mittleren Dehnungen beider Filamente gleich groß sein. Das führt zu einer höheren Beanspruchung der Filamente ohne Verbundstörung, was wieder zu einem Versagen des Bündels bei einer niedrigeren Last führt. Aufgrund der kleineren Abmessungen der Nähfäden werden die Auswirkungen – Lokalisierung des Versagens und Festigkeitsabfall – bei Anwesenheit von Querfäden vermutlich nicht dominierend in Erscheinung treten.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass Verbundstörungen (z. B. durch Querfäden oder durch den Nähfaden) zu einer ungleichmäßigen Verteilung der Dehnungen in den Filamenten am Umfang bzw. im Querschnitt des Rovings führen. Dieser Effekt führt grundsätzlich zu einer Verringerung der Tragfähigkeit von Textilbeton gegenüber unidirektionaler Bewehrung. Vor einer pauschalen Bewertung ist jedoch zu beachten, dass sich dieser Effekt noch mit anderen Phänomenen überlagert (siehe Abschnitt 5.7). Mit der aus der Verbundstörung abgeleiteten Dehnungsverteilung wird die Lokalisierung des Fadenversagens an der Position der Querfäden plausibel.

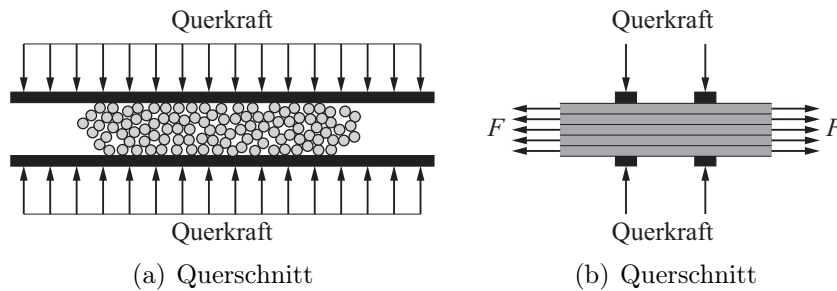


Bild 5.21: Vereinfachte Darstellung des von WULFHORST ET AL. in [176] verwendeten Systems zur Untersuchung der Querpressung

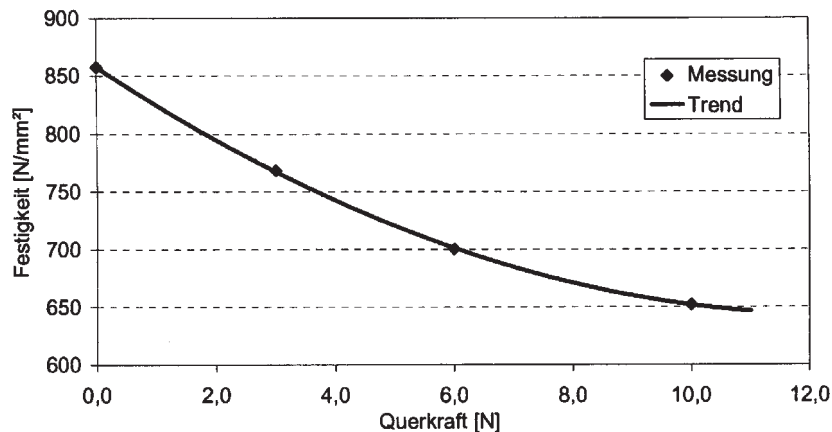


Bild 5.22: Festigkeit eines Filamentgarnes in Abhängigkeit von der Höhe einer lokalen Querpressung (entnommen aus [176])

Verwiesen sei an dieser Stelle auf die von WULFHORST & Mitarbeitern dokumentierten textilphysikalischen Zugversuche an Garnen, die mit einer in Längsrichtung auf wenige Millimeter beschränkten Querpressung beansprucht werden [176]. Bild 5.21 zeigt eine schematische Darstellung des statischen Systems, wie die Belastung auf die Fasern einwirkt. Es entspricht einer lokalen Änderung der Verbundverhältnisse zwischen einigen Filamenten ähnlich der lokalen Umschnürung durch den Nähfaden. Beim Aufbringen der Zugkraft entstehen durch diese lokale Verbundstörung unterschiedliche Belastungen in den einzelnen Filamenten. Die höher belasteten Filamente brechen zuerst und leiten das Versagen des Garns ein. Als Folge davon sinkt die Festigkeit der Garne in den Versuchen mit zunehmender Größe der in Querrichtung aufgebrauchten Kraft (siehe Bild 5.22). Da die Querpressung nicht gleichmäßig auf alle Garne wirkt und auch in Längsrichtung nicht kontinuierlich aufgebracht wurde, ist die Wirkung eher mit einer lokalen Störung des Verbundes einiger Filamente gleichzusetzen. Damit bestätigen die Ergebnisse von WULFHORST & Mitarbeitern die Hypothese zur Wirkung einer Verbundstörung.

5.6.5 Welligkeit in Längsrichtung

PELED ET AL. haben bei Geweben aus niederm moduligen Fasern (Polyethylen) eine Zunahme der Biegezugfestigkeit bei Erhöhung der Anzahl Wellen pro Längeneinheit festge-

stellt. Das wird mit einem nachweislich besseren Verbund der Fasern durch Formschluss mit der Matrix begründet [171]. PELED ET AL. zitieren in [156] Untersuchungen von SHI-BATA ET AL. zum Einfluss der Welligkeit in Faserverbundkunststoffen. Demnach wirkt sich die Welligkeit dort negativ auf die Tragfähigkeit aus.

Für hochmodulige, spröde Fasern aus AR-Glas oder Carbon wird vermutet, dass sich die Welligkeit aufgrund der zusätzlichen Beanspruchungen negativ auf die Festigkeit auswirkt. Die Ergebnisse aus den Untersuchungen zur Winkelabhängigkeit der Festigkeit in Abschnitt 4.9 zeigen, dass schon bei geringen Abweichungen von der Prüfrichtung ein deutlicher Rückgang der Festigkeit zu verzeichnen ist. BALAGURU hat mit 3k Carbonfasern¹⁴ unidirektional etwas mehr als die doppelte Biegezugfestigkeit wie beim Einsatz eines Gewebes erreicht. Trotz der geringen Tragfähigkeit erreichte das Gewebe etwa 90 % der Verformungen des unidirektional bewehrten Vergleichsmaterials [177]. Diese Ergebnisse scheinen den vermuteten Einfluss zu bestätigen. Außerdem lässt sich daraus schließen, dass die wellige Struktur vermutlich aufgrund des Geradeziehens zu erhöhten Verformungen führt. Bei BALAGURU vergrößerten sich die Verformungen bei gleicher Beanspruchung offensichtlich etwa um den Faktor zwei.

In eigenen Versuchen wurde ein durch die Fa. Ispo¹⁵ vertriebenes Drehergewebe aus AR-Glas untersucht (siehe Bild 2.8(b)). Es besteht nach Herstellerangaben in Kettrichtung aus zwei CemFIL-Rovings 320 tex und in Schussrichtung aus einem CemFIL-Roving 620 tex, jeweils mit einem Maschenabstand von 10 mm. Die Fasermenge ist also für Kett- und Schussrichtung identisch. Das Gewebe wurde einmal mit der Kett- und einmal mit der Schussrichtung in Prüfrichtung in Dehnkörpern geprüft. Bild 5.23 zeigt die auf die Faserquerschnittsfläche bezogenen Bruchspannungen und -dehnungen. Dabei sind jeweils zwei Werte eingetragen, einmal für die Herstellung mit dem Handlaminierverfahren und einmal für die Herstellung mit dem Sprühverfahren. In beiden Fällen liegen die Festigkeiten der Schussfäden deutlich über denen der Kettfäden. Die Werte sind in ihrer Tendenz mit den von BALAGURU zitierten Ergebnissen an 3k Carbonfasern vergleichbar und scheinen den negativen Einfluss der Welligkeit zu bestätigen.

Interessanterweise liegen die Festigkeiten der handlaminierten Proben über denen der im Sprühverfahren hergestellten. Auf die Auswirkung der Herstellungstechnologie wird im Abschnitt 5.6.7 detailliert eingegangen. Dort wird der Festigkeitsverlust mit der Schädigung der Fasern durch die Aufprallenergie des Spritzgutes erklärt.

Bild 5.24 zeigt zwei Spannungs-Dehnungs-Linien von Dehnkörpern. Dargestellt ist das Verhalten mit Schuss- und Kettfäden des Drehergewebes in Prüfrichtung. Die Kurven haben für beide Prüfrichtungen grundsätzlich einen sehr ähnlichen Verlauf. Die Spannungs-Dehnungs-Linie für die Kettrichtung zeigt jedoch bereits deutlich größere Verformungen im Zustand IIa (Rissbildung). Auch im Zustand IIb sind die Dehnungen für den gewellten Kettfaden bei gleicher Spannung deutlich größer als für den geraden Schussfaden. Mit steigender Belastung wachsen die Dehnungen der Kettrichtung schneller. Das lässt sich durch das Geradeziehen der welligen Struktur plausibel erklären.

¹⁴Bei Carbonfasern wird zur Charakterisierung die Anzahl der Filamente in Tausend angegeben. Eine 48k Carbonfaser besteht also aus 48 000 Filamenten, eine 3k Faser aus 3000 Filamenten.

¹⁵Ispo firmiert heute unter Sto-Cretec.

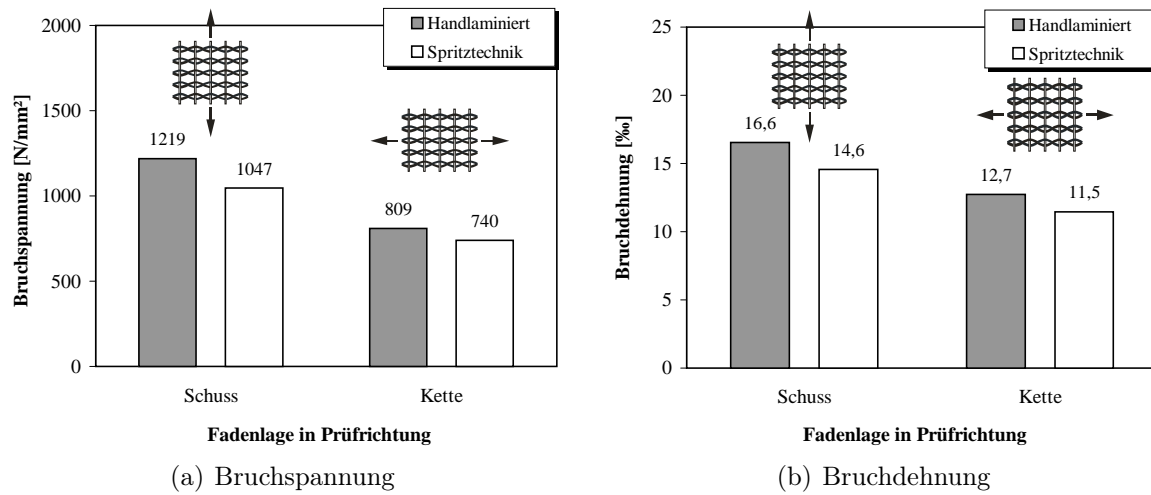


Bild 5.23: Vergleich der rechnerischen Faserbruchspannung und -dehnung von Kett- und Schussfaden eines Drehergewebes

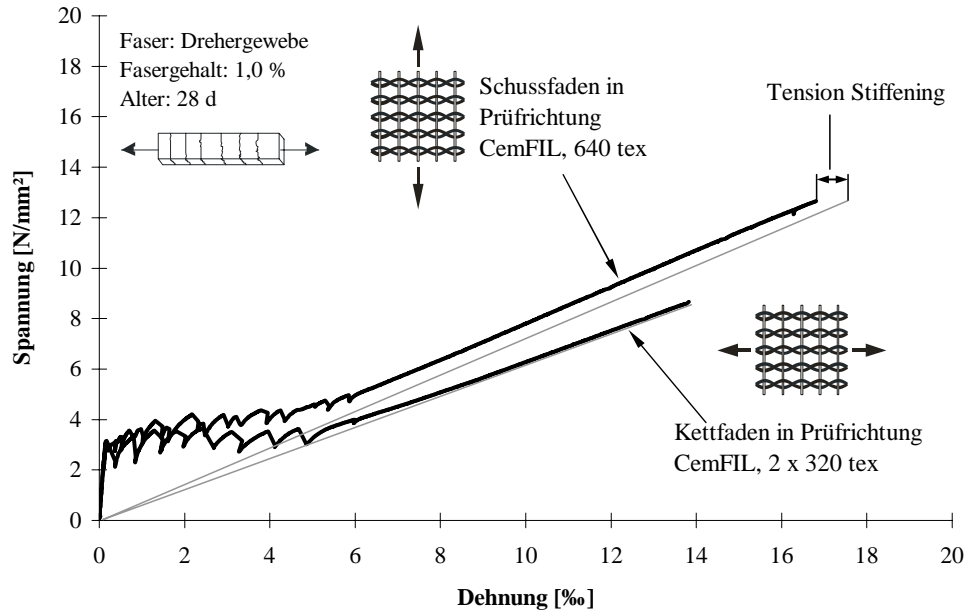


Bild 5.24: Spannungs-Dehnungs-Linie für Dehnkörper mit Kett- oder Schussfaden eines Drehergewebes in Prüfrichtung

Für jede Spannungs-Dehnungs-Linie ist eine Parallele zum Zustand IIb (abgeschlossene Rissbildung) durch den Ursprung eingetragen. Der horizontale Abstand zwischen dieser Linie und der Spannungs-Dehnungs-Linie beschreibt die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen. Dieser Abstand wird für die Kettrichtung zu Null, was sich physikalisch nur mit dem Geradeziehen der welligen Struktur erklären lässt. Weiteres Indiz für die Verformung der welligen Struktur ist der geringere Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie, obwohl die Bewehrungsfasern von Menge und Steifigkeit her in beide Richtungen identisch sind.

In Übereinstimmung mit den Ergebnissen von BALAGURU führt die wellige Struktur zu größeren Verformungen und geringeren Festigkeiten. Dabei sind schon die Verformungen im Zustand IIa – und damit auch die Rissbreiten – größer als bei gestreckter Fadenlage (Schussrichtung). Im Kontext des beobachteten Festigkeitsabfalls und der größeren Rissbreiten können die größeren Verformungen nach Auffassung des Verfassers jedoch nicht positiv bewertet werden. Gemeinsam mit der geringeren Festigkeit kommen darin eher die Nachteile eines welligen Fadenverlaufes zum Ausdruck.

Folgende Aspekte seien aber noch zum Vergleich von Kett- und Schussrichtung des Drehergewebes angeführt:

- Es liegen in diesem Fall keine Informationen vor, ob für Kett- und Schussfaden vergleichbare Materialien eingesetzt wurden. Nach den Erfahrungen des Verfassers ist es möglich, dass für Kett- und Schussrichtung Rovings eingesetzt wurden, die von unterschiedlicher Qualität sind.
- Der Schussfaden hat an den Kreuzungsstellen keinen Kontakt zur Matrix. Das entspricht in Längsrichtung einer Verbundstörung analog Abschnitt 5.6.3 und müsste zu einer Reduzierung der Festigkeit führen. Ohne diese Verbundstörung würden die Schussfäden vermutlich noch höhere Festigkeiten erreichen.

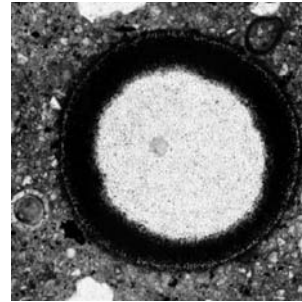
Doch auch unter Berücksichtigung dieser Aspekte scheint das Ergebnis die Hypothese zu bestätigen, dass die durch die Welligkeit der Rovings in einem Gewebe verursachten zusätzlichen Beanspruchungen zu einer Abnahme der Festigkeit führen. Auf Grund dieser Überlegungen scheint die bei einigen textilen Strukturen beobachtete geringe Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen bei gleichzeitig niedriger Festigkeit ursächlich mit einer Welligkeit der Filamentgarne verbunden.

5.6.6 Umschnürung

Als Umschnürung soll hier die radial und longitudinal kontinuierliche Wirkung einer Querpressung verstanden werden. Wirkt die Querpressung radial oder longitudinal nicht kontinuierlich, so wird der Effekt als Verbundstörung bezeichnet und in Abschnitt 5.6.4 behandelt. Die Umschnürung wird z. B. durch die Verdichtung des umgebenden Betons bei der Herstellung des Verbundwerkstoffes oder durch die unterschiedlichen Verfahren zur Herstellung der Textilien hervorgerufen. Beispielhaft seien Hybridgarne genannt, bei denen ein Filamentgarn aus AR-Glas durch einen Mantel aus Polypropylen umhüllt wird.

Tabelle 5.1: Hybridgarne als Beispiel für die festigkeitserhöhende Wirkung eines radial und longitudinal kontinuierlichen Querdruckes (Bezeichnungen nach der Nomenklatur des SFB 528, Werte entnommen aus [178])

Bezeichnung	Festigkeit in N/mm ²	
	Original	Hybridgarn
NEG-ARG620-01	1341	1900
NEG-ARG620-02	761	1057



Querschnitt
Hybridgarn

Ein anderes, sehr plakatives Beispiel sind Friktionsspingarne. Dabei wird ein Filamentgarn mit einem sehr feinen Kunststoffaden eng umwickelt. Bei beiden Methoden entsteht im Ergebnis eine homogene, d. h. radial und longitudinal kontinuierliche Umhüllung, die auf das Faserbündel im Kern einen gleichmäßigen Druck ausübt. Durch den Druck erhöht sich die Reibung zwischen den Filamenten oder mit anderen Worten die übertragbare Verbundspannung.

Angenommen, ein Filament sei an einer Stelle defekt (gebrochen). Dann wird durch den Verbund zwischen den Filamenten die Kraft des defekten Filamentes von den benachbarten Filamenten übernommen. Von der Qualität des Verbundes ist es abhängig, auf welcher Länge diese Lastumlagerung stattfindet und wie viele benachbarte Filamente sich daran beteiligen. Bei mehreren Filamentdefekten im Umlagerungsbereich beeinflussen sich die Defekte gegenseitig. Bei einem guten Verbund zwischen den Filamenten ist die erforderliche Länge zur Lastumlagerung klein. Dadurch werden mehrere Defekte in einem Filamentgarn quasi entkoppelt und die Festigkeit des Filamentgarnes steigt. Der Effekt ist am Vergleich der Festigkeiten von Hybridgarnen und den Ausgangsfasern in Tabelle 5.1 gut erkennbar. Zwei verschiedene Garne aus AR-Glas Filamentgarnen wurden mit einem Polypropylenmantel umhüllt. Der durch den Polypropylenmantel übernommene Lastanteil ist aufgrund des geringen E-Moduls vernachlässigbar. In beiden Fällen steigt die Festigkeit der Garne an, was auf den besseren Verbund zwischen den Filamenten und in der Folge auf die Entkopplung der vorhandenen Filamentdefekte zurückzuführen ist.

5.6.7 Betontechnologische Verarbeitung

Allgemein bekannt ist, dass die Betonqualität auch von technologischen Faktoren abhängt. Die Dichte des Gefüges, die Festigkeit und andere Eigenschaften lassen sich unmittelbar durch die Intensität der Verdichtung und die Nachbehandlung beeinflussen. Für den Textilbeton ist hier vor allem die Zugfestigkeit der Matrix von Interesse. Allgemein wird ein Zusammenhang zwischen der Zugfestigkeit und der Höhe der Verbundspannungen zur Bewehrung anerkannt.

Nach PELED ET AL. kann die Betoniertechnologie aber auch aus anderen Gründen erheblichen Einfluss auf die Eigenschaften des Verbundwerkstoffes haben. Durch die Art und Weise, wie der Verbundwerkstoff hergestellt wird, können die Verbundeigenschaften entscheidend beeinflusst werden. In Versuchen, bei denen der Textilbeton im noch frischen Zustand durch eine äußere Last komprimiert wurde, konnte eine deutliche Verbesserung des Tragverhaltens festgestellt werden. Neben einem feineren Rissbild wurde eine beachtliche Steigerung der Festigkeit erreicht. PELED ET AL. führen das auf eine Verbesserung des Verbundes zwischen Fasern und Matrix zurück. Durch die Auflast im frisch betonierten Zustand kommt es zu einer guten Durchdringung der textilen Struktur und einer weitgehend fehlerstellenfreien Einbindung der Rovings [171, 172].

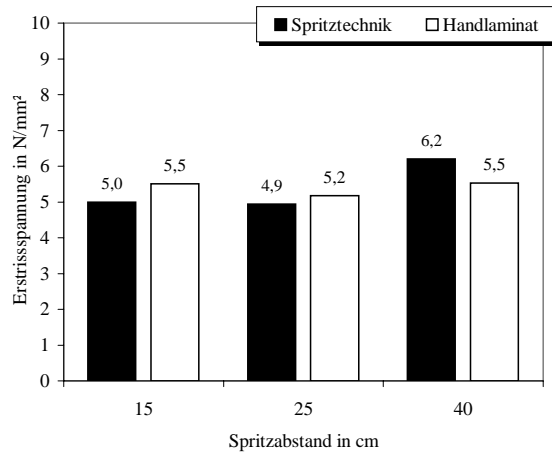
Für die Applikation von Textilbeton zur Verstärkung von Stahlbetonbauteilen kommt neben dem Handlaminieren das Aufbringen mit einem Spritzverfahren in Frage. In eigenen Versuchen wurden in beschränktem Umfang die Auswirkungen dieser beiden Betoniertechnologien untersucht. Wie in Abschnitt 3.1.4.3 beschrieben, wurde der Beton entweder mit einer Kelle von Hand oder mit einer Mörtelspritze aufgetragen.

Die Ergebnisse zeigen, dass sich das Spannungsniveau während der Rissbildung beim Spritzverfahren geringfügig erhöht. Das kann einerseits der höheren Betonzugfestigkeit zugeschrieben werden, die durch die gute Verdichtung mit dem Spritzverfahren erreicht wird. Andererseits verbessert sich vermutlich auch der Verbund mit der textilen Bewehrung, so dass die Rissunterdrückung günstig beeinflusst wird. Nicht zuletzt ist auch in Betracht zu ziehen, dass durch die Verdichtungswirkung des gespritzten Feinbetons die Geometrie der Garne so beeinflusst wird, dass die Querschnittsschwächung durch die Querräden geringer ausfällt. Da keine Ergebnisse zur Querschnittsgeometrie vorliegen, ist es nicht möglich, die Gründe im Detail zu benennen.

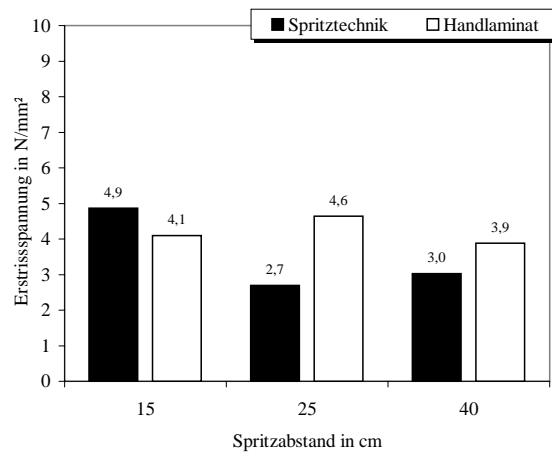
Bild 5.25 bestätigt die Vermutungen zum Rissbildungsverhalten teilweise. Für das Textil NWM3-028-00 in Bild 5.25(a) lässt sich keine eindeutige Tendenz feststellen. Auch die Proben mit NWM3-012-01 in Bild 5.25(b) zeigen ein indifferentes Verhalten. Eine tendenziell höhere Erstrissspannung durch die Verarbeitung im Spritzverfahren kann in den Bildern 5.25(c) und 5.25(d) festgestellt werden. Möglicherweise wird die Rissbildung bei den Ergebnissen in den Bildern 5.25(a) und 5.25(b) durch die Verteilung der Querschnittsschwächungen jeweils unterschiedlich beeinflusst. Es ist auch festzustellen, dass bei diesen Proben der Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie während der Rissbildung qualitativ nicht einheitlich ist, so dass diese Versuche als nicht repräsentativ eingeordnet werden.

Der Bündelfaktor k_B beschreibt den Anteil der intakten Fasern. Durch die Verdichtungsenergie im Spritzverfahren sollte die Packungsdichte der Faser ansteigen und mithin der innere Verbund verbessert werden. Ein besserer innerer Verbund sollte wiederum zu einer gleichmäßigen Verteilung der Dehnungen über die Filamente im Querschnitt führen und damit zu einer geringeren Zahl versagender Randfasern. Es wird also erwartet, dass die im Spritzverfahren hergestellten Proben ein höheres k_B erreichen als die von Hand hergestellten Vergleichsproben.

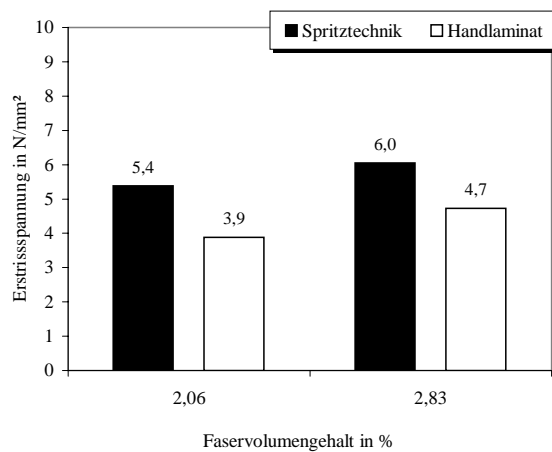
Andererseits können durch die Aufprallenergie Filamente geschädigt werden. Auch ein besseres Durchdringen der äußeren Bereiche des Rovings würde zu einem höheren Anteil Randfasern und folglich zu einem kleineren k_B führen. Dieser Mechanismus wird durch



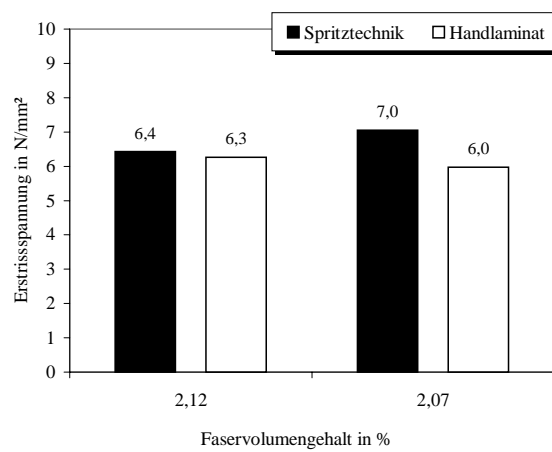
(a) NWM3-028-00



(b) NWM3-012-01



(c) NWM3-005-01



(d) VET-ARG640-03

Bild 5.25: Erststirsspannung σ_{r1} für verschiedene Bewehrungen, Vergleich von Handlaminier- und Spritztechnik

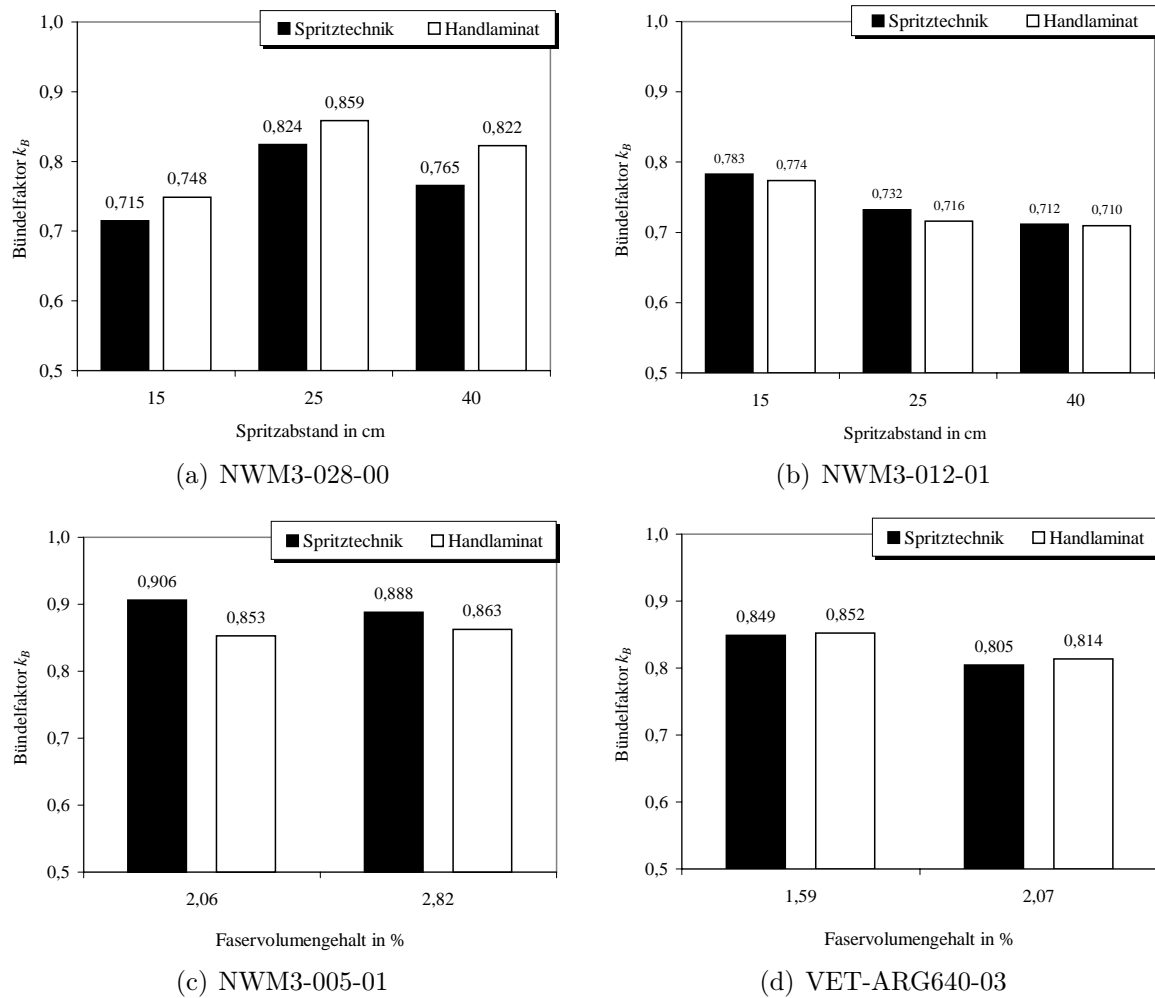


Bild 5.26: Bündelfaktor k_B für verschiedene Bewehrungen, Vergleich von Handlaminier- und Spritztechnik

die oben zitierten Ergebnisse von PELDED ET AL. gestützt. Bild 5.26 bestätigt diese Hypothese insofern, als beides möglich ist, sowohl die Erhöhung als auch die Verringerung von k_B .

In Bild 5.26(a) ist eine Verringerung von k_B durch das Spritzverfahren zu erkennen. Vermutlich weil die Rovings in diesem Textil schon eine sehr hohe Packungsdichte besitzen, überwiegen hier die k_B mindernden Einflüsse. Bei dem Textil NWM3-005-01 ist die Packungsdichte dagegen geringer, deshalb überwiegen in Bild 5.27(c) wahrscheinlich die Faktoren, die zu einer Erhöhung von k_B führen. Das gilt in abgeschwächter Form auch für NWM3-012-01 in Bild 5.27(b). Im Bild 5.27(d) ist keine eindeutige Tendenz ablesbar, Informationen zur Packungsdichte der Garne in diesen Textilien liegen nicht vor, so dass eine weitergehende Interpretation nicht möglich ist.

Bild 5.27 zeigt rechnerische Faserbruchspannungen. Für das Textil NWM3-005-01 kann in Bild 5.27(c) eine Steigerung der Festigkeit durch den Einsatz des Spritzverfahrens festgestellt werden. Zusammen mit dem erhöhtem k_B nach Bild 5.26(c) ist dieses Verhalten

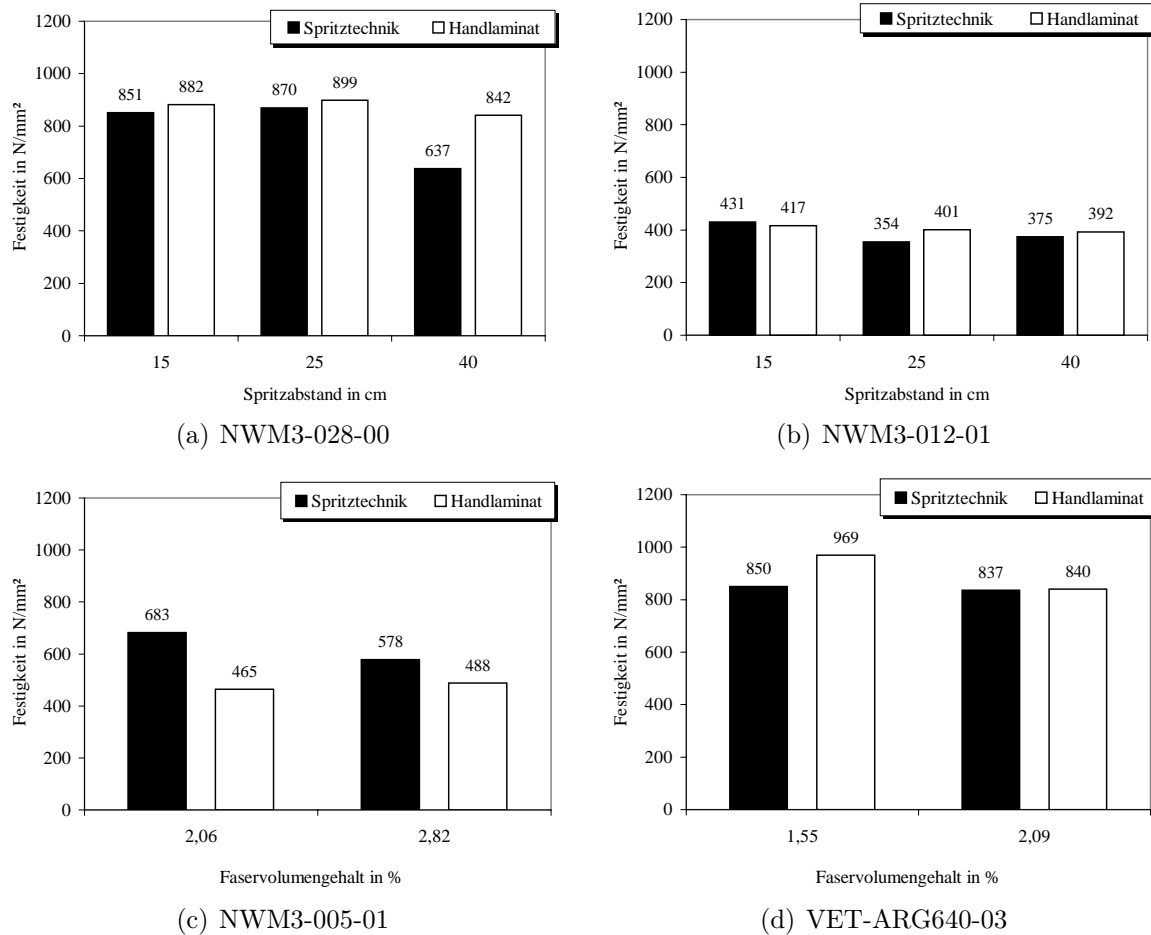


Bild 5.27: Faserbruchspannung σ_{fu} für verschiedene Bewehrungen, Vergleich von Handlaminier- und Spritztechnik

plausibel. Es überwiegen die festigkeitssteigernden Einflüsse aufgrund eines besseren inneren Verbundes. In allen anderen Fällen gibt es kein eindeutiges Bild. Die Veränderung des Spritzabstandes in den Bildern 5.27(a) und 5.27(b) lässt keinen nennenswerten Einfluss erkennen. Tendenziell liegen die Festigkeiten der gespritzten Proben aber niedriger. Auch für die Versuche mit der Einzelfaser VET-ARG640-03 in Bild 5.27(d) lässt sich kein eindeutiger Einfluss erkennen.

Nach den bisher vorliegenden Erkenntnissen gibt es bei der Herstellung des Verbundwerkstoffes vermutlich zwei Effekte, die sich auf die Festigkeit auswirken. Die Aufprallenergie des Spritzgutes führt zu einer Verdichtung der Filamentgarne und des umgebenden Betons, wirkt also wie eine Umschnürung und eine Verbesserung des Verbundes und führt zu einer höheren Festigkeit. Auf der anderen Seite wird angenommen, dass die Aufprallenergie des gespritzten Betons eine Schädigung der Filamente bzw. eine bessere Durchdringung der äußeren Bereiche zu Folge hat. Dadurch wird die Anzahl der frühzeitig versagenden Randfilamente erhöht und die Festigkeit reduziert. Beide Effekte überlagern sich. Möglicherweise dominiert bei der Variante in Bild 5.27(c) der erstgenannte Effekt. Weitergehende Aussagen sind auf der Basis dieser Ergebnisse jedoch nicht mög-

lich. In Ermangelung von Zahlenwerten zur Geometrie der Garne¹⁶ können die Ursachen nur hypothetisch diskutiert werden. Offensichtlich konkurrieren die beiden genannten Effekte. Ob durch die Anwendung des Spritzverfahrens die Festigkeit erhöht oder reduziert wird, ist scheinbar davon abhängig, welcher der beteiligten Effekte dominiert.

Die Hypothese von der Schädigung der Filamente durch die Aufprallenergie des Spritzgutes wird auch durch die Ergebnisse der in Abschnitt 5.6.5 untersuchten Drehergewebe gestützt. Bei dem Drehergewebe handelt es sich um ein mit Kunstharz imprägniertes Textil. Durch die Imprägnierung sind Veränderungen der Geometrie und ein Eindringen der Matrix in die Faserbündel ausgeschlossen. Die Schädigung von Filamenten wäre deshalb eine Erklärung für die geringere Festigkeit der gespritzten Variante (siehe Bild 5.23).

5.7 Verbundverhalten von Textilbeton

5.7.1 Stand des Wissens

Wie in den vorhergehenden Abschnitten schon verschiedentlich bemerkt, prägt die textile Verarbeitung der Filamentgarne das Verbundverhalten entscheidend. Das Verbundverhalten der Filamentgarne wurde schon eingehend in Abschnitt 4.10 dargestellt. Demnach beeinflussen die Eigenschaften der Filamentoberfläche (Qualität) als auch die Größe der mit dem Beton im Verbund stehenden Oberfläche (Quantität) das Verbundverhalten zum Beton. Das Verhalten der Filamentgarne ist darüber hinaus durch das außerordentlich komplexe Zusammenwirken von hunderten und tausenden Filamenten bestimmt. Bis heute sind das Tragverhalten und die zahlreichen Einflussparameter nur in Ansätzen bekannt.

PELED ET AL. haben umfangreiche Untersuchungen zum Verbundverhalten an textilbewehrtem Beton mit einer Vielzahl verschiedener Materialien durchgeführt und einen Schwerpunkt auf die Untersuchung der Verbundeigenschaften gelegt. Über die verbundverbessernde Wirkung der welligen Fadengeometrie in Drehergeweben wurde schon in Abschnitt 4.10.1 hingewiesen. Die wellige Struktur führt aber bei hochmoduligen Garnen zu einem Festigkeitsverlust aufgrund der zusätzlichen Beanspruchung an den Umlenkstellen, siehe Abschnitt 5.6.5.

Über einen Verankerungsmechanismus durch kraftschlüssige Verbindung von Filamentgarnen mit den Fäden der Querbewehrung berichten PELED, BENTUR & YANKELEVSKY. In Auszugversuchen, bei denen nur einzelne Fäden eines eingebetteten Textils ausgezogen wurden, waren die Auszugkräfte bei entsprechender Verbindung mit den Querfäden signifikant höher [162].

¹⁶Es war nicht möglich, die geometrischen Kennwerte an den entsprechenden Dünnschliffen zu bestimmen. Bei der hohen Zahl der durchgeführten Dehnkörperversuche fehlen die Kapazitäten, in gleichem Umfang Dünnschliffe herzustellen und zu analysieren. Das Verfahren zur Ermittlung der geometrischen Parameter konnte zwar in Abschnitt 3.2 entscheidend weiter entwickelt werden, erfordert aber einen hohen personellen und zeitlichen Aufwand bei der Bearbeitung. Aus diesem Grund liegen geometrische Kennwerte für die Garne im Verbundwerkstoff nur für ausgewählte Proben vor.

Bei Nähgewirken wurde eine Verschlechterung des Verbundverhaltens gegenüber einer unidirektionalen Bewehrung auf eine kompaktere Fadengeometrie zurückgeführt. Einerseits verringert die Umschnürung mit dem Nähfaden die für den Verbund zur Verfügung stehende Oberfläche und die Matrix kann nicht mehr so tief in die Faserbündel eindringen. Auf der anderen Seite steht die Fläche, die der Nähfaden bedeckt, nicht mehr für den Verbund mit dem Beton zur Verfügung. Letzteres wird nach PELED & BENTUR als Abdeckeffekt bezeichnet [117].

HEGGER & Mitarbeiter berichten qualitativ über große Unterschiede der Rissabstände bei verschiedenen Textilien und bestätigen damit den großen Einfluss der textilen Verarbeitung auf das Verbundverhalten [26].

5.7.2 Ergebnisse und Diskussion

5.7.2.1 Mittlere Rissabstände

Die Risse wurden mit der in Abschnitt 3.3.2 beschriebenen Farbeindringmethode sichtbar gemacht und nach der in Abschnitt 4.10.2 erläuterten Verfahrensweise die mittleren Rissabstände X ermittelt. Im Regelfall wurde der mittlere Rissabstand an mindestens zwei Probekörpern je Serie und jeweils drei Profilen ermittelt. Typischerweise konnte bei reiner primärer Rissbildung die Anzahl der aufgenommenen Profile reduziert werden, da offensichtlich keine Variation des mittleren Rissabstandes festzustellen ist. Die so ermittelten mittleren Rissabstände X sind in den Bildern 5.28 und 5.29 dargestellt, zusammen mit den Vergleichswerten der unidirektional bewehrten Proben. Zusätzlich sind alle n -ten Vielfachen des Rasters a der Querbewehrung eingetragen. Liegen die Messwerte auf einer solchen Linie, so sind die Risse regelmäßig und ausschließlich an den Querräden entstanden.

In allen Fällen ist festzustellen, dass die mittleren Rissabstände am textilbewehrten Beton über den Vergleichswerten von Dehnkörpern mit unidirektionaler Bewehrung liegen. Der Unterschied zur unidirektionalen Bewehrung ist in Abhängigkeit der verwendeten Bindung verschieden stark ausgeprägt. Textilien mit Trikotbindung zeigen im Vergleich die kleinsten Rissabstände, wenn auch immer noch deutlich größer als die Vergleichswerte mit unidirektionaler Bewehrung. Bei der Bindung Franse-Trikot sind die größten Rissabstände festzustellen, die Bindung Trikot-gegenlegig bewegt sich wertemäßig zwischen den beiden anderen Bindungen.

Bild 5.29(a) zeigt den Vergleich von zwei textilen Strukturen mit identischen Längsfasern und gleicher Bindung, aber unterschiedlichen Querradenabständen. Bei NWM4-014-04 entspricht der mittlere Rissabstand quasi dem Querradenabstand. Das Rissbild zeigt auch entsprechend eine reine primäre Rissbildung. Bei dem Textil NWM4-022-04 mit dem größeren Querradenabstand ist eine ausgeprägte Abhängigkeit des Rissabstandes vom Bewehrungsgehalt zu erkennen. Aber nur beim höchsten Faservolumengehalt entstehen zwischen den Primärrissen noch einige wenige Sekundärrisse.

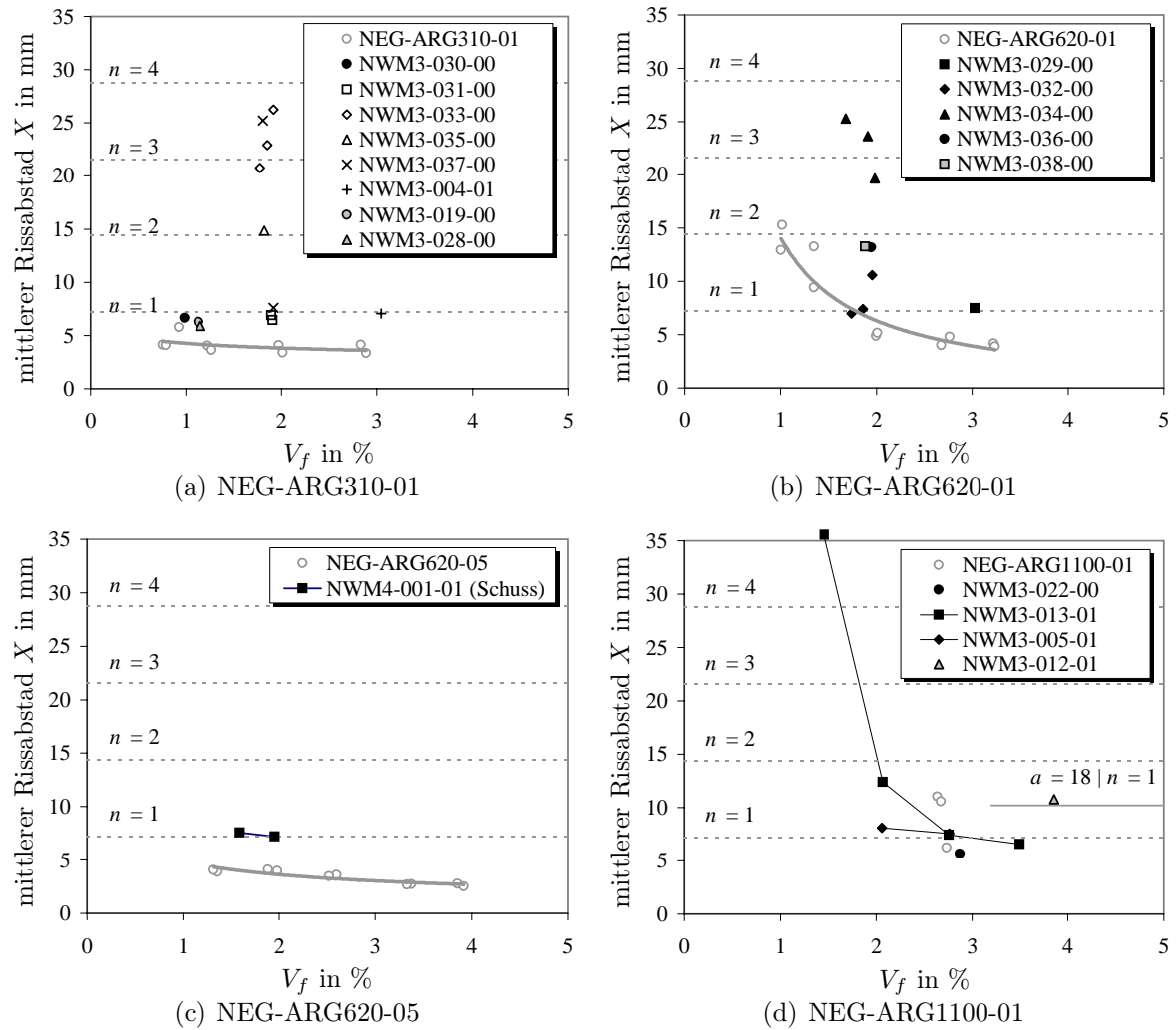


Bild 5.28: Mittlere Rissabstände X für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (NEG, 310 bis 1100 tex, $a = 7,2\text{ mm}$) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

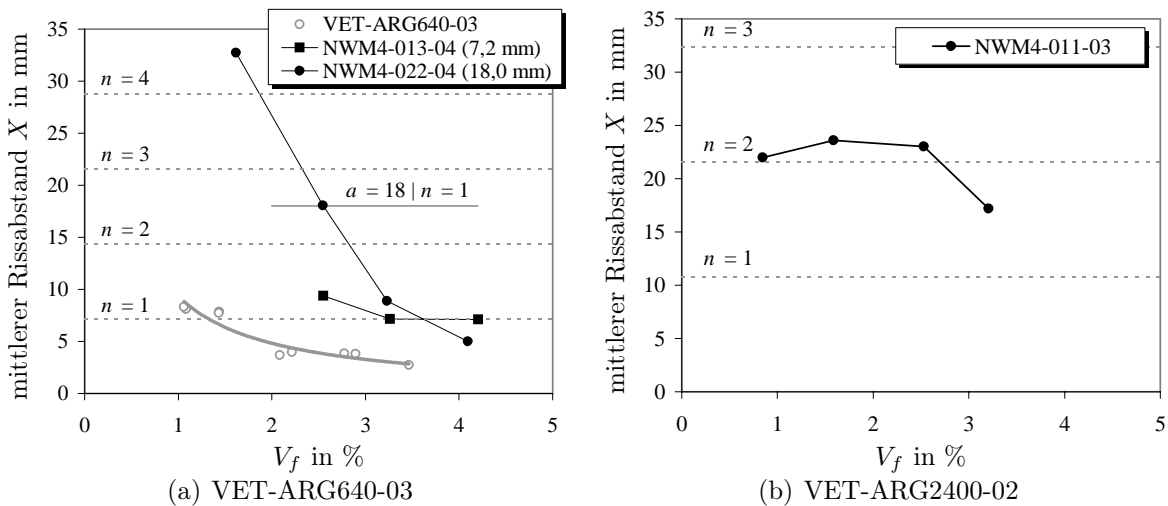


Bild 5.29: Mittlere Rissabstände X für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (VET, 640 und 2400 tex, $a = 7,2$ mm) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

Beim Vergleich¹⁷ von Kett- und Schussrichtung anhand von Bild 5.28(c) werden für die Schussrichtung kleinere mittlere Rissabstände als für die Kettrichtung registriert. In beiden Fällen konnte jedoch fast ausschließlich die Bildung von Primärrissen beobachtet werden. Im Mittel ist der Rissabstand größer als der Quersfadenabstand.

Bei textilbewehrtem Beton ist festzustellen, dass die Rissbildung sehr stark durch die Quersfäden beeinflusst wird. Das kommt in den Diagrammen dadurch zum Ausdruck, dass die mittleren Rissabstände X mit dem Quersfadenabstand a bzw. einem n -fachen davon sehr oft übereinstimmen. Insbesondere zwischen den Quersfäden entstehen nur in wenigen Fällen zusätzlich Risse, d. h. unter $n = 1$ gibt es kaum Messwerte in den Diagrammen. Spätestens ab $n > 2$ kann davon ausgegangen werden, dass sich die Risse nahezu ausschließlich an den Quersfäden konzentriert haben. Wenn der mittlere Rissabstand X in den Bildern 5.28 und 5.29 zwischen den Linien für die Vielfachen des Quersfadenabstandes a liegt, dann weil der Rissabstand in diese Fälle zwischen verschiedenen Vielfachen von a variiert. Zwischen den Quersfäden konnte die Bildung von Rissen nur sehr selten beobachtet werden.

5.7.2.2 Bezogene Verbundkräfte

Aus den mittleren Rissabständen allein sind keine direkten Rückschlüsse auf das Verbundverhalten möglich, da die eingetragenen Kräfte entlang der Fasern nicht berücksichtigt werden können. Bei Dehnkörpern, die das abgeschlossene Rissbild erreicht haben, kann die Verbundspannung nach Gl. (4.23) ermittelt werden. Die abgeschlossene Rissbildung ist erreicht, wenn die Spannungs-Dehnungs-Linien erkennen lassen, dass der Übergang vom Zustand IIa in den Zustand IIb abgeschlossen ist. Wie in Abschnitt 4.10.2

¹⁷Die Zahlenwerte für die Kettrichtung können nicht angegeben werden, da die Proben zum Zeitpunkt der Auswertung nicht mehr zur Verfügung standen. Die Angaben stützen sich auf augenscheinliche Beobachtungen.

wird die Spannung in der Mitte des Zustandes IIa für die Berechnungen verwendet. Da allerdings der Umfang der Grenzfläche zwischen Beton und Fasern nicht für alle verwendeten Bewehrungen bekannt ist, muss U_f auf die linke Seite der Gleichung gezogen werden. Man erhält eine bezogene Verbundspannung oder einen Verbundfluss:

$$\tau U_f = 1,364 \frac{V_m \sigma_{mu}}{V_f X} A_f. \quad (5.1)$$

Der Verzicht auf die Verbundspannung schmälert nicht unbedingt die Aussagekraft der Ergebnisse. Da der Umfang U_f sehr stark von der textilen Verarbeitung abhängt, beschreibt der Verbundfluss sowohl den Einfluss der Größe der Verbundfläche (Quantität) als auch den Einfluss der Qualität des Verbundes auf dieser Fläche. Nur die Trennung der Einflüsse ist nicht möglich. Die Verbundspannung beschreibt dagegen nur die Qualität des Verbundes und berücksichtigt naturgemäß nicht die Größe der Verbundfläche. Im vorliegenden Fall ist daher der Verbundfluss die geeignetere Größe zur vergleichenden Bewertung von unidirektionaler und textiler Bewehrung.

Die mit Gl. (5.1) ermittelten Verbundeigenschaften sind in den Bilder 5.30 und 5.31 dargestellt. Wie schon bei den mittleren Rissabständen sind die Werte für den textilbewehrten Beton in allen Fällen „schlechter“ als die der Vergleichsproben mit unidirektionaler Bewehrung. Die große Anzahl der Textilien mit einem Faservolumengehalt von 2 % in den Bildern 5.30(a) und 5.30(b) wird später noch detailliert betrachtet.

Bild 5.30(c) ermöglicht den Vergleich von Kett- und Schussrichtung, da bei NWM4-001-01 in Kett- und Schussrichtung das gleiche Filamentgarn eingebaut ist. In Schussrichtung sind die übertragbaren Kräfte größer als in Kettrichtung. Als Erklärung wird der Abdeckeffekt durch den Nähfaden herangezogen, der bei der Bindung Trikot-gegenlegig große Bereiche der Oberfläche des Kettfadens bedeckt. Der Verbund des Schussfadens wird nur an den Kontaktstellen mit dem Querfaden gestört.

Die Werte in Bild 5.31(a) zeigen den Vergleich von zwei textilen Strukturen, die sich nur im Abstand der Querfäden unterscheiden. Man würde erwarten, dass das Textil mit dem größeren Querfadenabstand die höheren Werte für τU_f erreicht, weil der Verbund der Längsfäden an weniger Stellen gestört ist. Bis zu einem Faservolumengehalt von etwa 3,3 % ist die bezogene Verbundkraft aber kleiner. Die Erklärung für dieses – zunächst widersprüchlich erscheinende – Ergebnis liefert eine Analyse der Rissabstände in Bild 5.29(a). Bei beiden Textilien dominiert die primäre Rissbildung. Bei der Struktur mit dem großen Querfadenabstand sind weniger Querschnittsschwächungen vorhanden und mit zunehmendem Faservolumengehalt entstehen an immer mehr Querfäden Risse. Ab 3 % Faservolumengehalt ist der Rissabstand kleiner als der Querfadenabstand. Rechnerisch ergibt das einen Anstieg der bezogenen Verbundkraft. Bei dem Textil mit dem kleineren Querfadenabstand dominiert ebenfalls bei allen Proben die primäre Rissbildung. Zwischen 3 und 5 % Fasergehalt entspricht der Rissabstand exakt dem Querfadenabstand und ist bei weniger als 3 % nur geringfügig größer. Rechnerisch ergibt sich für die bezogene Verbundkraft eine fallende Linie und aufgrund des kleinen Rissabstandes hohe Verbundkräfte. Die höhere bezogene Verbundkraft bei dem kleineren Querfadenabstand zwischen 3 und 4 % Fasergehalt wird also nur erreicht, weil durch die primäre Rissbil-

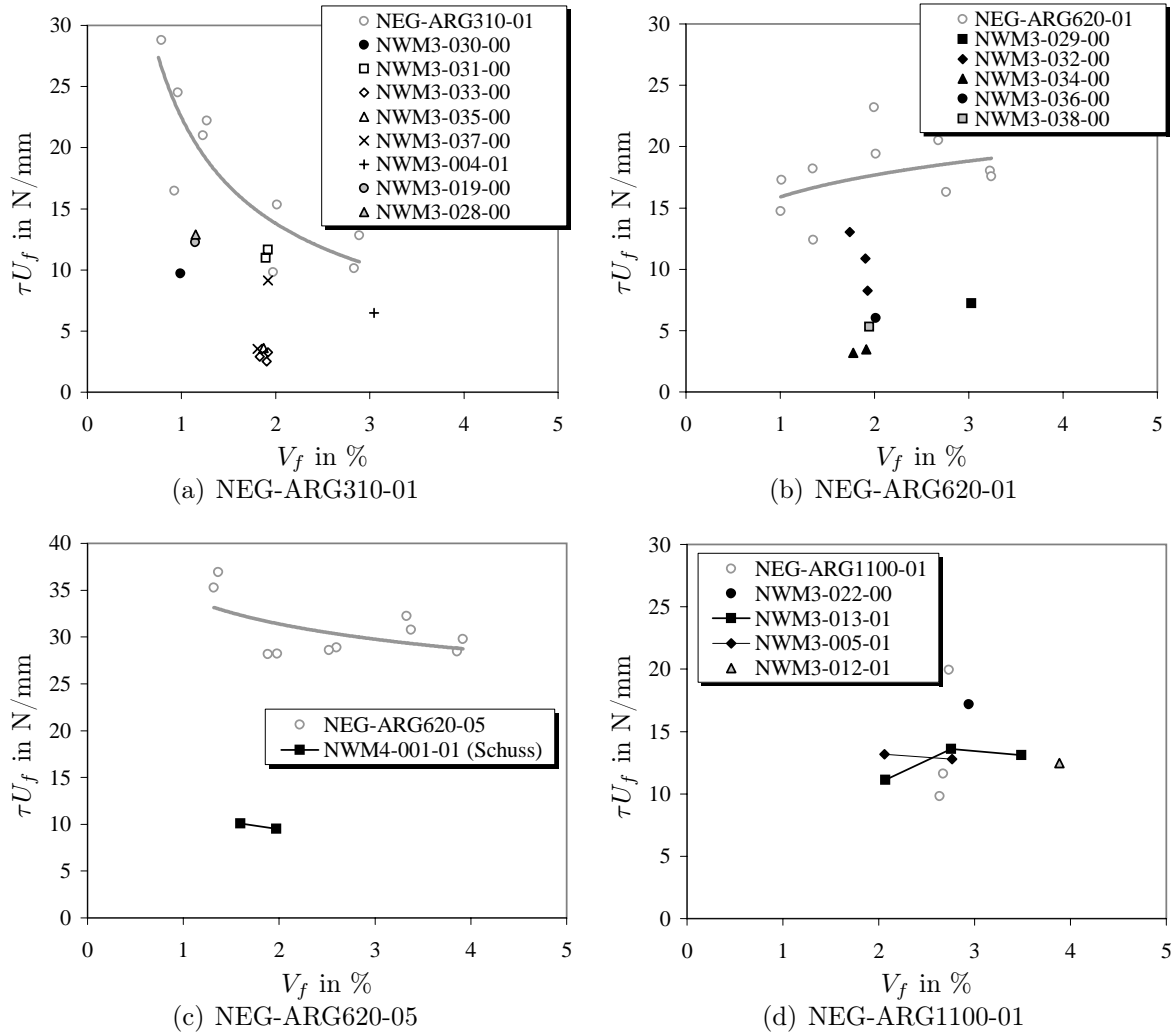


Bild 5.30: Bezogene Verbundkräfte τU_f für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (NEG, 310 bis 1100 tex) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

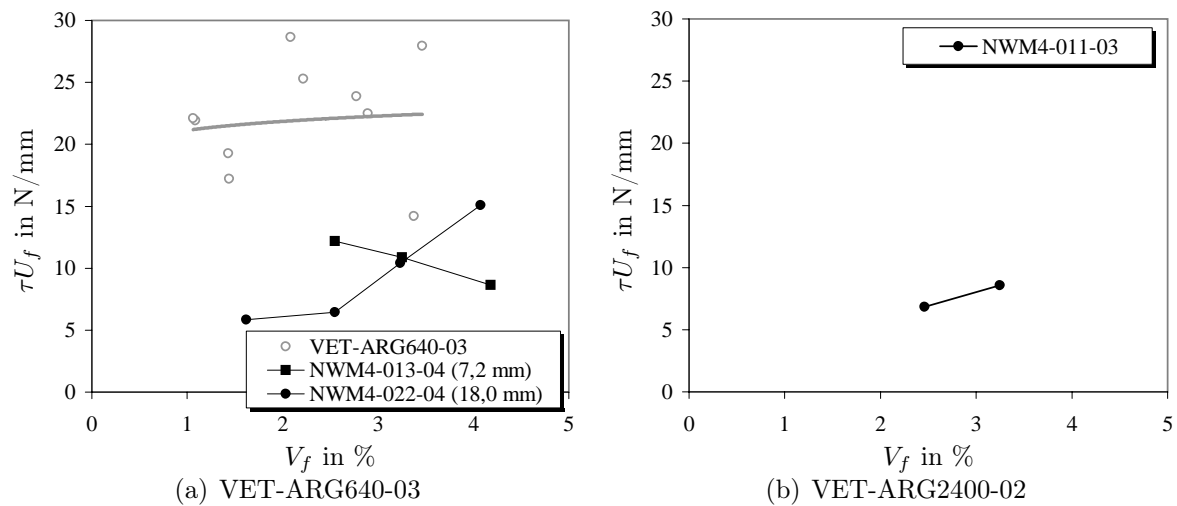


Bild 5.31: Bezogene Verbundkräfte τU_f für Dehnkörper mit verschiedenen Fasern und textilen Strukturen (VET, 640 und 2400 tex) in Abhängigkeit vom Faservolumengehalt

dung aufgrund der Querschnittsschwächung der Rissabstand sehr klein ist, nicht weil die Verbundeigenschaften so gut sind.

Dieses Beispiel zeigt die Schwierigkeiten, bei textiler Bewehrung aus dem Rissbild die Verbundeigenschaften zu bestimmen. In vielen Fällen wird die Rissbildung durch die Querschnittsschwächungen der Querräden bzw. der primären Rissbildung dominiert. Die ermittelten Verbundspannungen oder bezogenen Verbundkräfte beschreiben dann nicht das Verbundverhalten der Längsbewehrung, sie sind durch die an den Querschnittsschwächungen der Querräden induzierten Risse verfälscht. Ein kleinerer Rissabstand ergibt rechnerisch höhere Verbundspannungen, obwohl offensichtlich ist, dass die Querräden den Verbund stören bzw. verringern.

5.7.2.3 Verbundspannungen

Durch eine Differenzierung der Ergebnisse nach den Bindungen und durch Gegenüberstellung von Verbundspannungen und bezogenen Verbundkräften lassen sich die Veränderungen der Gesamtheit von Qualität und Quantität und die Veränderungen der Qualität des Verbundes (Verbundspannungen) getrennt nachweisen. Die Bilder 5.32(a) und 5.32(b) zeigen bezogene Verbundkräfte und Verbundspannungen für verschiedene Bindungen bei einer einheitlichen Stichlänge von 3,5 mm. Da die Längs- und Querräden in Material und Anordnung bei allen Strukturen identisch sind, zeigt der Vergleich der Verbundspannungen die Auswirkungen des Nähfadens auf den Verbund. Beim Vergleich der Verbundspannungen mit der unidirektionalen Bewehrung ist zu berücksichtigen, dass neben dem Nähfaden auch der Querraden die übertragbaren Verbundspannungen beeinflusst. Diese Daten liegen für zwei vergleichbare Varianten vor. Einmal ist das Filamentgarn NEG-ARG620-01 als Längsfaden eingearbeitet. In der zweiten Variante wurden zwei Garne NEG-ARG310-01 gefacht.

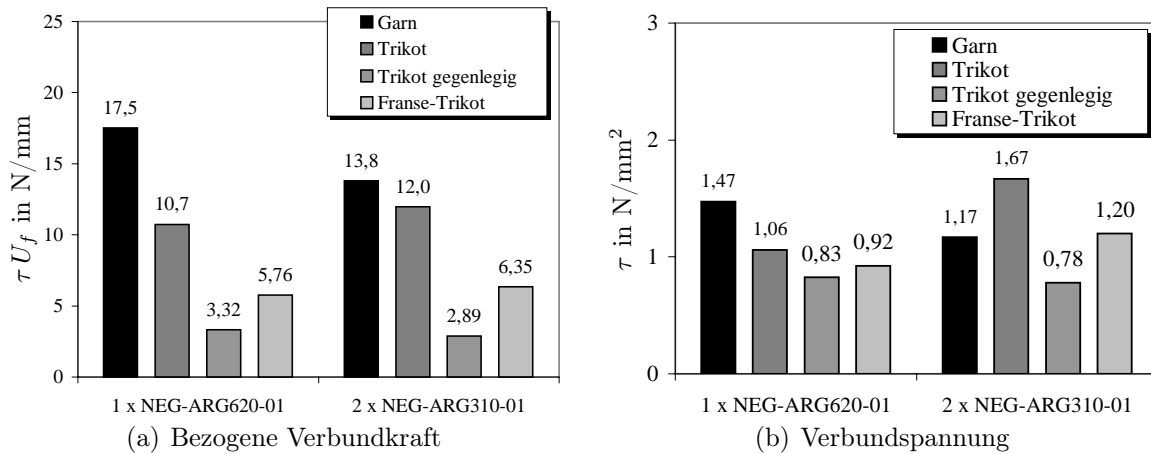


Bild 5.32: Gegenüberstellung von bezogener Verbundkraft und Verbundspannung für verschiedene Bindungen bei gleichem Faservolumengehalt, gleichen Längs- und Querräden und gleicher Stichlänge

Bei der bezogenen Verbundkraft in Bild 5.32(a) sind die Vergleichswerte der unidirektionalen Faser erwartungsgemäß am größten, da sie einen sehr großen Umfang besitzt und ihre Verbundeigenschaften nicht durch Verbundstörungen aus Näh- und Querräden beeinflusst werden. Die Trikotbindung weist die zweithöchsten Werte auf und liegt „nur“ ca. 40 bzw. 15% unter den Werten der unidirektionalen Fasern. Der geringere Unterschied bei NEG-ARG310-01 ist darauf zurückzuführen, dass der Vergleichswert für das Garn nur von einem einzelnen Filamentgarn stammt. Der Wert ist insofern nicht repräsentativ.

Die Bindung Franse-Trikot erreicht die nächsthöchsten bezogenen Verbundkräfte. Im Vergleich zur Bindung Trikot sind die Werte etwa halbiert. Eine nochmalige Halbierung ergibt sich im Vergleich von Franse-Trikot mit der Bindung Trikot-gegenlegig, die die geringsten Werte erreicht. Im Vergleich mit der unidirektionalen Bewehrung kann mit der Bindung Trikot-gegenlegig nur ca. 1/6 der Kraft an der Grenzfläche zur Matrix übertragen werden. Als Erklärung werden einerseits der Abdeckeffekt bzw. die Störung des Verbundes und andererseits die Umschnürungswirkung der Bindung herangezogen. Schon aus Bild 2.9 ist augenscheinlich entnehmbar, dass bei der Bindung Trikot-gegenlegig der höchste Anteil der Garnoberfläche mit dem Nähfaden bedeckt ist. Gleichzeitig führt die gute Umschnürungswirkung dieser Bindungsvariante zu dem mit Abstand kleinsten Umfang des Filamentgarne. Offensichtlich erreichen Bindungen mit einer starken Umschnürungswirkung diese durch eine hohe Konzentration von Nähfadenmaterial am Bewehrungsfaden.

Beim Vergleich der Verbundspannungen in Bild 5.32(b) fällt zunächst auf, dass unidirektionale Garne scheinbar schlechter abschneiden. Wie schon weiter oben festgestellt, ist aber das Rissbild der textilbewehrten Dehnkörper durch die primäre Rissbildung beeinflusst. Dadurch ergeben sich scheinbar höhere Verbundspannungen. Tatsächlich aber wird die Rissbildung nicht durch bessere Verbundeigenschaften, sondern durch die Querschnittsschwächungen an den Querräden gefördert. Aus diesem Grund sind die Werte der textilbewehrten und der unidirektional bewehrten Dehnkörper nicht direkt vergleichbar. Da bei den textilbewehrten Dehnkörpern die Bedingungen während der Rissbildung aber

ansonsten identisch sind, können die Ergebnisse der Bindungen untereinander sehr wohl verglichen werden.

Die höchsten Verbundspannungen werden mit der Bindung Trikot erreicht. Mit einer um 25 bzw. 15 % geringeren Verbundspannung folgt die Bindung Franse-Trikot und mit einer nochmals in ähnlicher Größe kleineren Verbundspannung die Bindung Trikot-gegenlegig. Die Textilien unterscheiden sich nur durch die Bindung und sind sonst in allen Merkmalen identisch. Durch den Bezug der Verbundkräfte auf die Verbundfläche spiegelt der Vergleich der Verbundspannungen allein den Einfluss des Nähfadens wider. Im Vergleich mit den bezogenen Verbundkräften ist festzustellen, dass der Einfluss des Nähfadens auf die Qualität (Verbundspannung) des Verbundes kleiner ist als auf die Quantität (Größe der Verbundfläche). Andererseits ist schon erstaunlich, welchen Einfluss die extrem feinen Nähfäden auf die Verbundeigenschaften haben. Bei $2 \times \text{NEG-ARG310-01}$ werden die Verbundspannungen im Vergleich zur Trikotbindung im ungünstigsten Fall immerhin auf 50 % reduziert.

Die in Abschnitt 5.8.2 ermittelten Umfänge für Filamentgarne in Gelegen mit verschiedenen Bindungen zeigen, dass sich durch die textile Verarbeitung der für den Verbund mit dem Beton zur Verfügung stehende Umfang in einem großen Wertebereich bewegt. Der geringste Umfang wird mit der Bindung Franse-Trikot erreicht. Nur geringfügig größer ist der Umfang bei der Bindung Trikot gegenlegig.

In verschiedenen Dünnschliffen war außerdem zu erkennen, dass die verwendeten texturierten Nähfäden nur teilweise von der Matrix durchtränkt bzw. durchdrungen werden. An den Stellen, wo sich die Filamentgarne mit den Querräden berühren, konnte ebenfalls nur eine teilweise Durchdringung mit der Matrix festgestellt werden. Bild 5.33 zeigt Beispiele für diese beiden Fälle. Es ist offensichtlich, dass in den Bereichen, wo das Garn keinen direkten Kontakt zur Matrix hat, der Verbund schlechter ist. Aus der geringen Verschiebefestigkeit der textilen Strukturen¹⁸ lässt sich schließen, dass die zwischen Garn und Nähfaden bzw. Querräden übertragbaren Verbundkräfte äußerst gering sind – im Vergleich zu den zwischen Matrix und Garn übertragbaren Kräften vernachlässigbar. PELED & BENTUR führten für diesen Effekt den Begriff „Abdeckeffekt“ ein [117].

5.7.3 Schlussfolgerungen

Die Verarbeitung der Endlosfasern zu einem Textil mit Hilfe der Textiltechnik ist mehr als nur die Verbindung der einzelnen Fäden zu einer Fläche, um sie bei der Verarbeitung einfacher handhaben zu können. Die Art und Weise der Bindung der einzelnen Fadensysteme hat einen erheblichen Einfluss auf das Verhalten des Verbundwerkstoffes. Auf der Grundlage der vorgestellten Versuchsergebnisse soll versucht werden, die Einflüsse nach den Punkten Garn¹⁹, Nähfaden, Bindung, Schussfaden und betontechnologische Verarbeitung zu gliedern:

¹⁸Siehe OFFERMANN ET AL. [48].

¹⁹Im Folgenden soll der Begriff Garn das in Belastungsrichtung liegende Filamentgarn bezeichnen. Für die Querräden wurden in den meisten Fällen ebenfalls Filamentgarne eingesetzt, sie werden aber in diesem Abschnitt gemäß ihrer Anordnung zur Belastungsrichtung kurz als Querräden definiert.

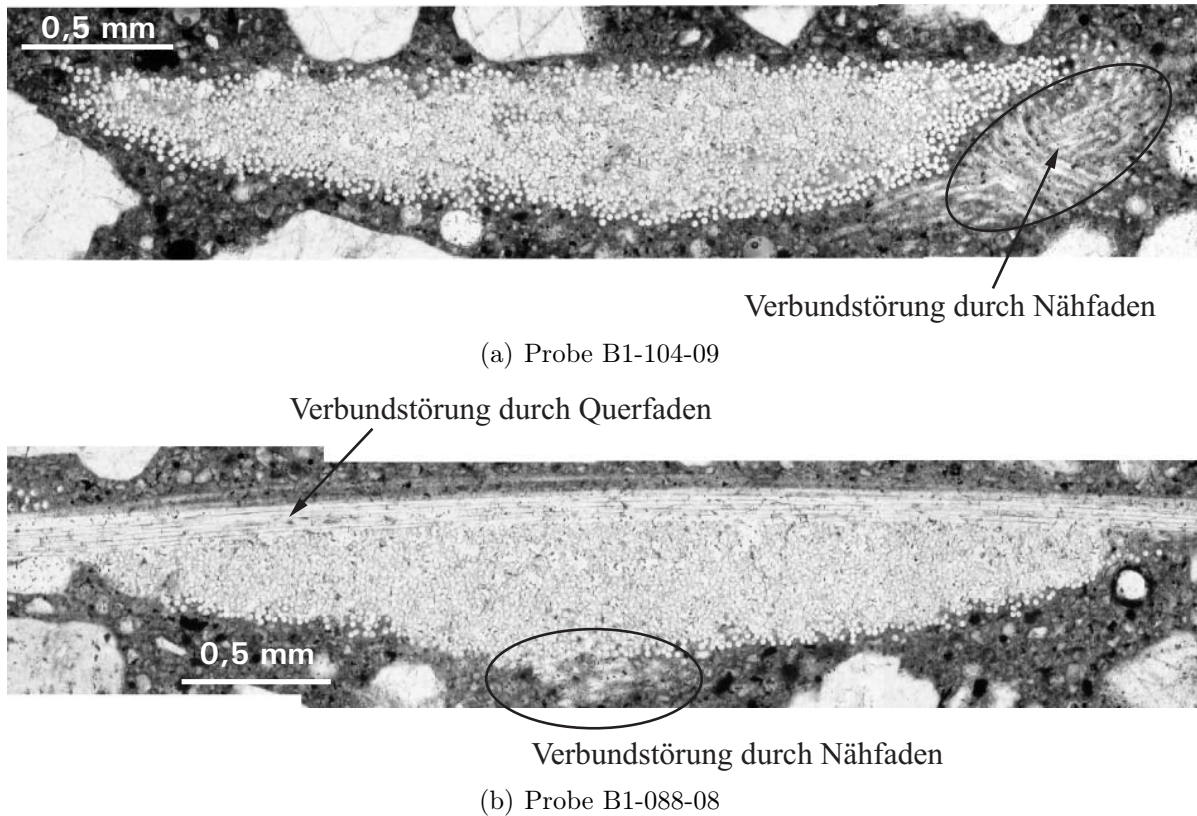


Bild 5.33: Aufnahmen von Dünnschliffen mit dem Textil NWM3-005-01 (Bindung Trikot) für die Berührungsbereiche der Längsfäden (NEG-ARG1100-01 im Querschnitt) mit den Nähfäden (PP) und mit den Querfäden ($2 \times$ NEG-ARG155-01)

• Garn

Offensichtlich sind die Verbundeigenschaften des Garns eine wesentliche Einflussgröße für die Verbundeigenschaften der textilen Bewehrung. Abschnitt 4.10 zeigt, dass sich die Verbundeigenschaften der Filamentgarne in einem großen Bereich bewegen können. Die Qualität des Verbundes (Höhe der Verbundspannungen) wird hauptsächlich von der Schlichte der Garne bestimmt. Bei Bindungen mit geringer Umschnürungswirkung ist die Querschnittsgeometrie der Garne ein wesentlicher Punkt. Sie kann in einem sehr großen Bereich variieren und damit auch die Größe der für den Verbund mit dem Beton zur Verfügung stehenden Oberfläche.

Verschiedene Aufmachungen der Garne wurden in dieser Arbeit nicht untersucht. Gedrehte Garne haben einen nahezu kreisförmigen Querschnitt. Zwirne (das sind mehrere ineinander verseilte Garne) besitzen eine profilierte Oberfläche, die nach PELED ET AL. durch Formschluss mit der Matrix den Verbund verbessert. Je instabiler die Form des Garns im Ausgangszustand ist, desto größer sind die möglichen Veränderungen durch die textile Verarbeitung.

• Nähfaden

Der Nähfaden bedeckt grundsätzlich einen bestimmten Anteil der Oberfläche des Kettfadens (Abdeckeffekt). Unter der Annahme, dass die auf der abgedeckten Fläche zwischen Garn und Nähfaden übertragbare Verbundspannung wesentlich kleiner ist als zwischen Garn und Matrix, führt die Abdeckung zu einer Verringerung der übertragbaren Verbundspannung. Dieses Verhalten zeigten alle vom Verfasser untersuchten Gelege.

• Bindung

Durch die Bindung ändert sich die Querschnittsform gegenüber dem nichtverarbeiteten Faden teilweise sehr deutlich. In den untersuchten Bindungsvarianten wird der Faden in eine kompaktere Querschnittform gebracht. Die Bindung führt damit prinzipiell zu drei Effekten:

1. Der *Umfang des Fadens* wird kleiner und damit die zur Matrix übertragbare Verbundkraft. Dadurch sinkt auch die Anzahl der Filamente, die mit dem Beton im direkten Verbund stehen und im OH-Modell als Randfasern bezeichnet werden. Da die Kernfasern nach dem OH-Modell im Bruchzustand nicht mehr für die Lastabtragung zur Verfügung stehen, ist der Effekt einer Verringerung der Randfasern für die Tragfähigkeit positiv zu werten.

Als Nebeneffekt einer höheren Packungsdichte kann die Matrix nicht mehr so tief in den Roving eindringen – die „Fill-In-Zone“ wird kleiner. Dieser Effekt ist als eine Verkleinerung der zur Verfügung stehenden Verbundfläche anzusehen. Die zwischen Matrix und Garn übertragbare Verbundkraft wird kleiner.

2. Der Nähfaden übt durch seine *umschnürende Wirkung* einen Querdruck auf die Faser aus, dadurch steigt die innere Reibung an. Eine höhere innere Reibung führt zu einer Vergleichsmäßigung der Dehnungen der inneren Filamente und vermutlich auch zu geringeren Dehnungsunterschieden zwischen Rand- und Kernfasern. Kleinere Dehnungsunterschiede sollten theoretisch zu einer

höheren Tragfähigkeit führen. In den Versuchen konnte nur in Ausnahmefällen eine höhere Festigkeit nach der textilen Verarbeitung festgestellt werden. Offensichtlich ist dieser Effekt weniger stark ausgeprägt als andere.

3. Durch die Nähfadenspannung bzw. die Bindung wird auch die *Fadengeometrie in Längsrichtung verändert*. Aufgrund der Relaxation werden die Spannungen in den Nähfäden abgebaut. Die Struktur zieht sich zusammen und durch Ausknicken der Garne erhalten selbige eine wellige Struktur. In der textilphysikalischen Prüfung konnten bei der Bindung Trikot-gegenlegig zu Beginn erhöhte Verformungen festgestellt werden, die auf das Geradeziehen der welligen Struktur der Garne zurückgeführt werden. Eine nennenswerte Erhöhung des Auszugwiderstandes durch die wellige Struktur konnte nicht beobachtet werden.

• Schussfaden

Der Schussfaden bedeckt grundsätzlich einen Teil der Oberfläche des Garnes, die damit nicht mehr in direktem Verbund mit der Matrix steht. Da die Verbundspannungen zwischen den Filamentgarnen nach den vorliegenden Erfahrungen sehr viel kleiner als zwischen Garn und Matrix sind, führt der *Abdeckeffekt* grundsätzlich zu einer Verringerung des Verbundes. Durch die Bindung werden Kett- und Schussfäden mehr oder weniger kraft- und formschlüssig miteinander verbunden. Dadurch können die Schussfäden als mechanische Verankerung im Beton aktiviert werden, ähnlich den Querstäben bei einer Betonstahlmatte. Dieser Fall konnte aber an den untersuchten Gelegen nicht beobachtet werden. Die an den Knotenstellen übertragbaren Kräfte sind dafür wohl zu gering.

• Betontechnologische Verarbeitung

Mit der betontechnologischen Verarbeitung können die Verbundeigenschaften ebenfalls stark beeinflusst werden. Zum einen besteht zweifellos ein direkter Zusammenhang zwischen den mechanischen Eigenschaften der Matrix und den an der Faser-Matrix-Grenzfläche übertragbaren Verbundspannungen. Die Eigenschaften der Matrix werden durch die Verarbeitung üblicherweise nur in einem relativ kleinen Rahmen verändert. Zum anderen kann mit der gewählten Technologie in weiten Grenzen beeinflusst werden, wie gut die Rovings eingebunden sind. Nach PELED ET AL. ist vor allem von Bedeutung, inwieweit die äußeren Schichten der Rovings durchdrungen werden und einen guten Verbund zur Matrix erhalten. Durch die betontechnologische Verarbeitung wird also hauptsächlich die Quantität des Verbundes (Größe der Verbundfläche) beeinflusst.

Wird die Matrix gezielt verdichtet, so wirkt sich das auch auf die Packungsdichte der Filamentgarne aus. Die Packungsdichte ist ein wesentlicher Faktor für den inneren Verbund.

Welche der genannten Effekte in der Praxis dominieren, lässt sich aufgrund der Überlagerung all dieser Einflussgrößen nicht von vornherein sagen.

BENTUR u. a. haben gezeigt, dass sich bei Geweben mit klassischer Leinwandbindung²⁰ aus Kunststofffasern das Verbundverhalten wesentlich verbessert [165, 164, 163, 162]. Die Leinwandbindung kommt ohne ein Nähfadensystem aus. Die Verbesserungen im Verbundverhalten werden sowohl auf die Verankerung durch die wellige Form im Gewebe als auch auf die Verankerungswirkung der Querräden zurückgeführt.

Untersuchungen von PELED & BENTUR an nähverwirkten Gelegen kommen zu dem Ergebnis, dass sich die Verbundeigenschaften gegenüber dem Ausgangsfaden verschlechtern [117]. Als Ursache wird die Dichte der textilen Struktur angegeben, die eine Durchdringung des Textils mit der Matrix und damit ein vollständiges Einbinden der einzelnen Filamente unmöglich macht.

Die Erfahrungen mit einem gegenüber dem Einzelfaden verbesserten Verbundverhalten kann auch in eigenen Versuchen teilweise bestätigt werden. Bei den Textilien mit NEG-ARG1100-01 konnte gegenüber dem Einzelfaden ein verbessertes Verbundverhalten festgestellt werden²¹. Bei anderen Varianten dagegen verschlechterten sich das Verbundverhalten und die erzielbaren Festigkeiten gegenüber dem Einzelfaden. Dies wird auf den dominierenden Abdeckeffekt zurückgeführt.

5.8 Untersuchungen an Dünnschliffen

5.8.1 Stand des Wissens

Auf die Leistungsfähigkeit der Verfahren Dritter wurde bereits im Abschnitt 3.2 und speziell 3.2.8 eingegangen. Die früheste fotografische Darstellung von Glasfilamentgarnen im Zement hat der Verfasser bei HIBBERT gefunden, dort ist ein Roving mit 200 Filamenten abgebildet [179].

OAKLEY & PROCTOR dokumentierten Geometriewerte für einen Roving mit 204 Filamenten á 12,5 µm Durchmesser (etwa 65 tex). Ohne Beschreibung des verwendeten Verfahrens werden 2830 µm Umfang und eine Querschnittsfläche von 0,0735 mm² angegeben. Die Packungsdichte η_p beträgt mithin niedrige 34 %. Als Abmessungen werden 0,65 mm Länge und 0,11 mm Breite genannt [103]. Auch KRENCHERL ermittelt²² an einem Roving mit 204 Filamenten den Umfang und gelangt zu einem Wert von 2640 µm [104]. PURNELL ermittelte an CemFil-Rovings mit 200 Filamenten für den Umfang einen Mittelwert von 2,4 mm [107].

Mit Rovings aus je 104 Filamenten á 14 µm Durchmesser (ergibt rechnerisch 44 tex) beschäftigten sich KAKEMI, HANNANT & MULHERON [105]. An 33 Rovings ermittel-

²⁰Klassische Leinwandbindung: Schuss- und Kettfaden liegen in alle Richtungen abwechselnd oben und unten.

²¹Das verbesserte Verbundverhalten äußerte sich dadurch, dass bei textiler Bewehrung kein Auszugversagen im Lasteinleitungsbereich mehr auftrat. Quantitative Untersuchungen analog zu Auszugversuchen können im Dehnkörperversuch nicht durchgeführt werden.

²²Die Ermittlung des Umfanges erfolgt anhand einer idealisierten Geometrie einer flachen Ellipse, war aber für den Verfasser nicht nachvollziehbar. KRENCHERL bezieht sich auf eine Abbildung bei MAJUMDAR in [180]. Es ist nicht eindeutig erkennbar, woher KRENCHERL das Bildmaterial entnommen hat.

ten sie einen mittleren Umfang von $1097\ \mu\text{m}$ mit einem Wertebereich von $802\ \mu\text{m}$ bis $1363\ \mu\text{m}$ bei einer Standardabweichung von $143\ \mu\text{m}$ (ohne Angabe des Verteilungstyps). Als Fläche wurden $23339\ \mu\text{m}^2$ gemessen. Bei einer rechnerischen Faserquerschnittsfläche von $15394\ \mu\text{m}^2$ beträgt die Packungsdichte η_p etwa 66 %.

Vergleicht man diese Werte untereinander, so scheinen sie weitestgehend konsistent. Aufgrund der Leistungsfähigkeit der verwendeten Verfahren, diskutiert in den Abschnitten 3.2 und speziell 3.2.8, ist die Vergleichbarkeit insbesondere der angegebenen Umfänge schon in erheblichem Maße fraglich. Die angegebenen Packungsdichten sind vermutlich relativ vertrauenswürdig, denn die vom Roving eingenommene Querschnittsfläche lässt sich mit ausreichender Genauigkeit auch mit sehr einfachen Verfahren bestimmen. Insofern bleibt festzuhalten, dass sich die Packungsdichte scheinbar in einem großen Wertebereich bewegt und deutlich unter dem theoretischen Maximum von $\eta_{p,\max} = \pi/\sqrt{12} \approx 0,907$ liegt. Zumindest festgehalten werden kann, dass der Umfang der Rovings – trotz aller Unsicherheiten wegen der genauen Größe – im Vergleich zu einer kompakten Faser relativ groß ist. Das hängt mit der Geometrie und dem Aufbau aus vielen kleinen Filamenten zusammen, was im Vergleich zu einer kompakten, kreisrunden Faser zu einer erheblich größeren Oberfläche führt.

Zu den geometrischen Eigenschaften textil verarbeiteter Garne sind dem Verfasser aus der einschlägigen Literatur keine Angaben bekannt. Insbesondere interessiert, wie sich die geometrischen Eigenschaften durch den Prozess der textilen Verarbeitung verändern. Dass zumindest die Querschnittsform der Rovings beeinflusst wird, macht schon Bild 2.10 offensichtlich. Mit der Form ändern sich auch der für den Verbund zum Beton zur Verfügung stehende Umfang und damit ohne Zweifel auch die Verbundeigenschaften.

5.8.2 Ergebnisse und Diskussion

Die Untersuchungen wurden mit dem in Abschnitt 3.2 entwickelten Verfahren durchgeführt. Eine vollständige Übersicht über die Messwerte geben die Tabellen im Anhang D. Bild 5.34 zeigt zunächst die Querschnittsfläche, die die Garne im Querschnitt einnehmen. Der angegebene rechnerische Wert ist die reine Faserquerschnittsfläche, ermittelt aus der Dichte ρ und der Feinheit zu

$$A_{f,\text{theor}} = \rho/\text{tex}. \quad (5.2)$$

Die gemessene Fläche beinhaltet außer den Filamenten auch die Filamentzwischenräume. Der Unterschied zwischen dem theoretischen Wert und der gemessenen Fläche ist ein Maß für die Packungsdichte der Filamente. Bild 5.35 zeigt die Querschnittsflächen für verschiedene Varianten der Bindung bei textilen Bewehrungen. Die Größe der Flächen bei den verschiedenen Bindungen folgt bei beiden Garnsorten dem gleichen Trend. Mit der Bindung Triko-gegenlegig ist die Querschnittsfläche am niedrigsten, die Bindung Trikot kommt der Querschnittsfläche der unverarbeiteten Garne am nächsten.

Bild 5.36 gibt die Packungsdichte explizit als Verhältnis von theoretischer Fläche zu gemessener Fläche an. Das theoretische Maximum der Packungsdichte für Kreise gleichen Durchmessers liegt bekanntlich bei $\eta_{p,\max} = \pi/\sqrt{12} \approx 0,907$ und kann nur bei idealer

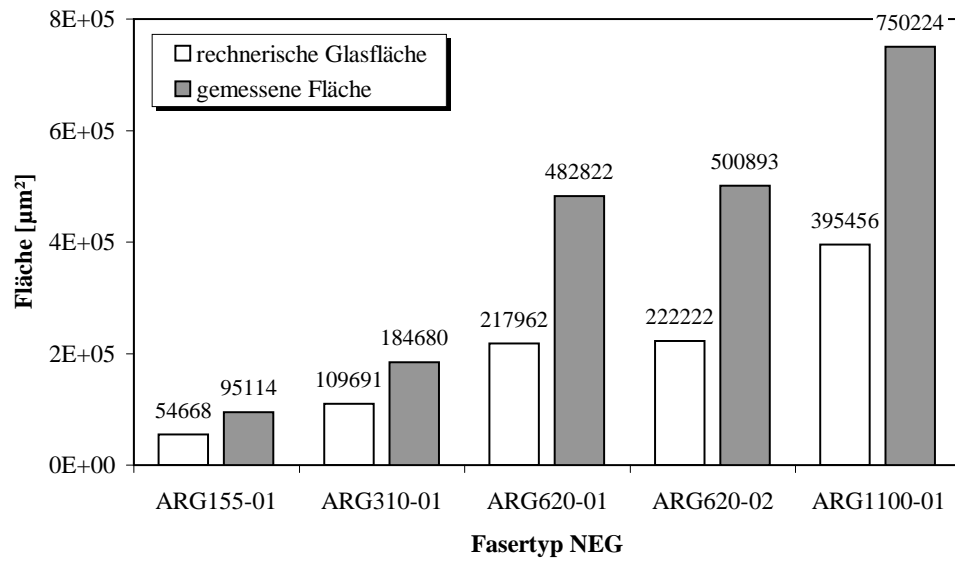


Bild 5.34: Gemessene Querschnittsflächen an Filamentgarnen im Verbundwerkstoff mit unidirektionaler Bewehrung

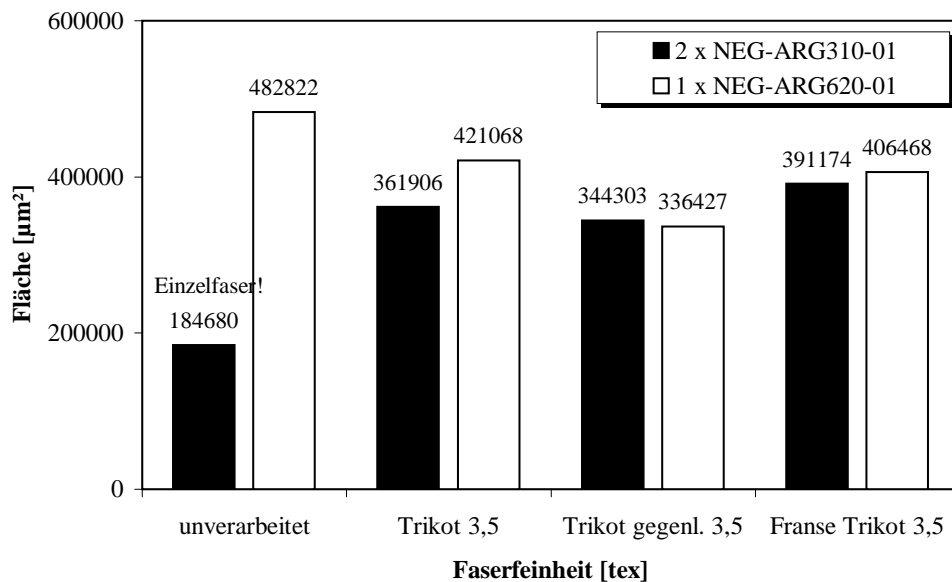


Bild 5.35: Gemessene Querschnittsflächen im Verbundwerkstoff an textilen Bewehrungen mit verschiedenen Bindungen

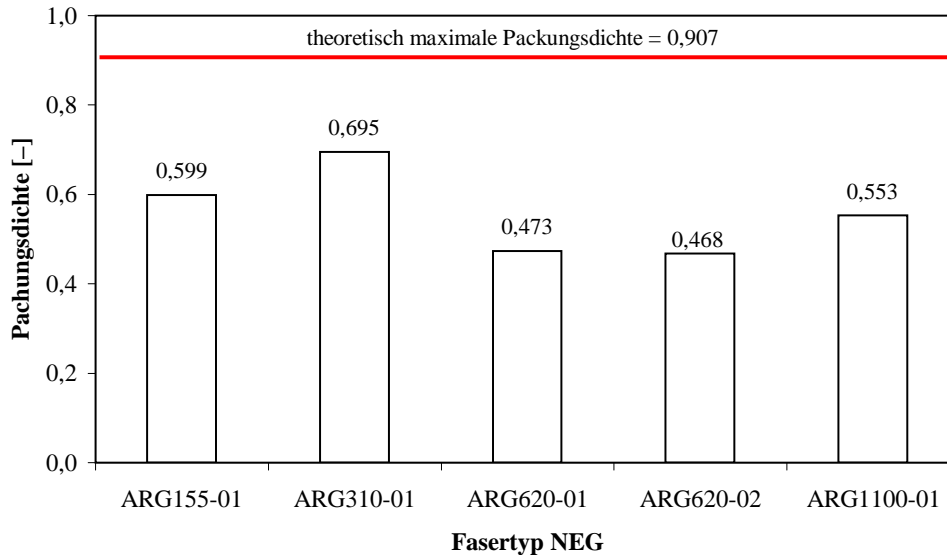


Bild 5.36: Gemessene Packungsdichten η_p an Filamentgarnen im Verbundwerkstoff mit unidirektionaler Bewehrung

Anordnung erreicht werden. In der Praxis sind deshalb kleinere Werte zu erwarten. Und in der Tat liegen die ermittelten Packungsdichten der Garne generell deutlich unter diesem Wert. Das Garn der Feinheit 310tex erreicht die höchste Packungsdichte, die Garne der Feinheit 620tex den niedrigsten Wert. Bei augenscheinlicher Betrachtung des Garnes NEG-ARG310-01 im Dünnschliff in Bild 5.37(a) fällt auf, dass eine höhere Packungsdichte schwerlich zu erreichen sein dürfte. Bei den Garnen der Feinheit 620tex in Bild 5.37(b) sind aber durchaus noch Reserven vorhanden.

Bild 5.38 zeigt die am Textilbeton mit verschiedenen textilen Strukturen ermittelten Packungsdichten. Es handelt sich dabei um Textilien mit einem gefachten Garn aus zwei NEG-ARG310-01 und Textilien mit NEG-ARG620-01, die beide schon oben als Beispiel für hohe und niedrige Packungsdichte genannt wurden. Es ist festzustellen, dass im Fall der Textilien aus NEG-ARG310-01 die Packungsdichte auf konstant hohem Niveau liegt. Bei dem Textil aus dem Garn mit einer vergleichsweise geringen Packungsdichte im Ausgangszustand wurde in allen Methoden der textilen Verarbeitung die Packungsdichte erhöht. Die Erhöhung ist bei der Bindung Trikot-gegenlegig am deutlichsten und erreicht das Niveau des NEG-ARG310-01. Bei den Bindungen Trikot und Franse-Trikot werden immerhin auch noch Erhöhungen von rund 18...20% erreicht.

Ein anderer Aspekt ist die Form der Garne im Querschnitt. Im Bild 2.10 wird schon deutlich, dass sich die textile Verarbeitung auf die Geometrie der Garne auswirkt. Im Lieferzustand besitzen die Filamentgarne typischerweise die Form einer flachen und breiten Ellipse. Bei der Herstellung unidirektionaler Proben kann davon ausgegangen werden, dass die Querschnittsgeometrie des Lieferzustandes weitgehend erhalten bleibt. Sie können daher als Vergleich zu den textilbewehrten Proben herangezogen werden. Bild 5.39 zeigt die gemessenen Umfänge für die unidirektionalen Fasern im Vergleich, Bild 5.40 die Umfänge von verschiedenen Fasern und textilen Bewehrungen. In allen Fällen haben die unidirektionalen Fasern den größten Umfang. Die Faser NEG-ARG310-01 erreicht den gleichen Umfang wie das Garn NEG-ARG620-01, obwohl es nur 50% der

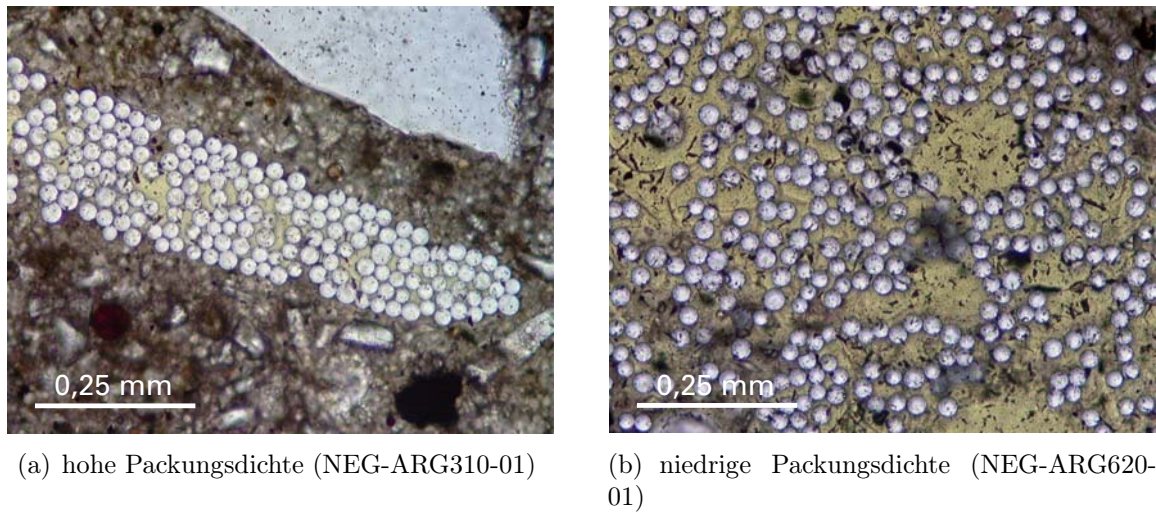


Bild 5.37: Detailaufnahmen von Dünnschliffen mit Garnen unterschiedlich hoher Packungsdichte

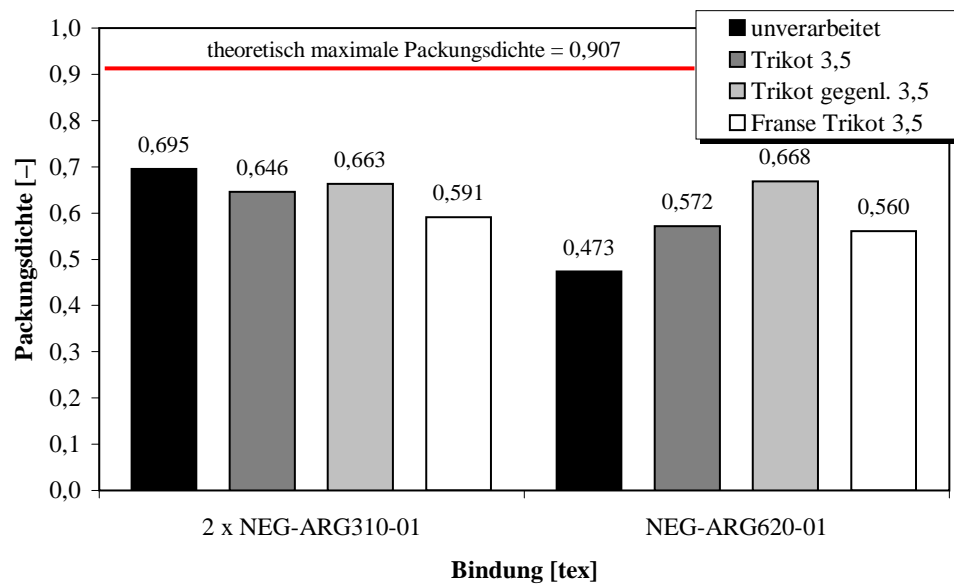


Bild 5.38: Gemessene Packungsdichten im Verbundwerkstoff mit unterschiedlichen textilen Bewehrungen

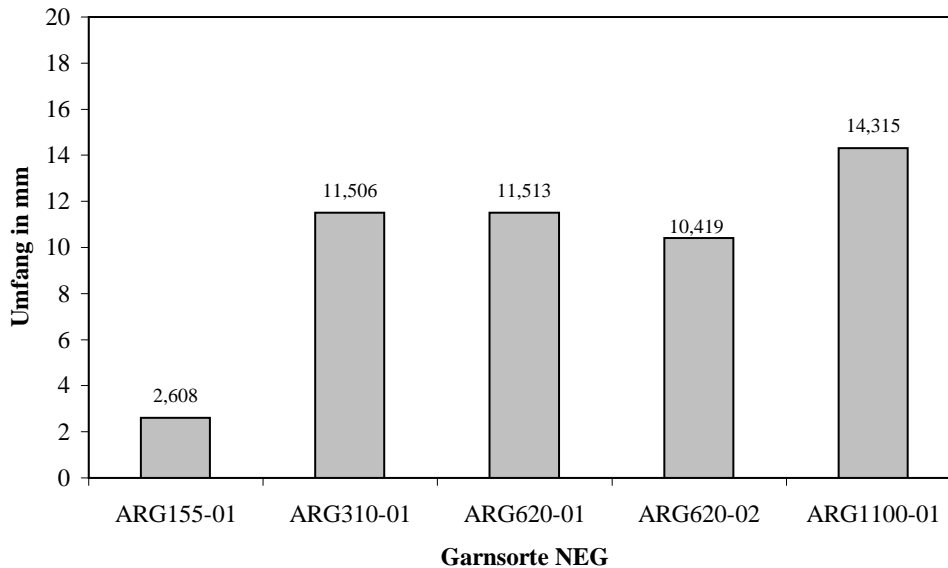


Bild 5.39: Gemessene Umfänge U_f im Verbundwerkstoff mit verschiedenen unidirektionalen Filamentgarnen

Querschnittsfläche aufweist. Das erstgenannte Garn zeichnet sich durch eine sehr flache, bändchenförmige Geometrie aus. Der Umfang ist in der Tat sehr groß. Nach der textilen Verarbeitung sind die Umfänge in allen Fällen kleiner. Dabei zeigen die verschiedenen Bindungen bei den geprüften Fasern proportional ähnliche Werte. Bei der Bindung Trikot ist der Umfang nur mäßig kleiner als beim unidirektionalen Garn.

Ein grobes Maß für Form und Packungsdichte zugleich ist das Verhältnis von Querschnittsfläche A_f zu Umfang U_f . Alternativ lässt sich auch das Reziprok verwenden. Bild 5.41 zeigt für die zuvor schon diskutierten Materialien das Verhältnis von Umfang zu gemessener Querschnittsfläche U_f/A_f . Zum Vergleich ist ein theoretischer Wert für eine kompakte Faser der Feinheit 620 tex eingetragen²³. Hier zeichnet sich für die beiden dargestellten Materialien ein etwas differenzierteres Bild:

• NEG-ARG310-01

Der im Vergleich höchste U_f/A_f -Wert für die Probe mit dem unidirektionalen Garn beschreibt einen sehr flachen, breitgezogenen Querschnitt. Alle untersuchten Varianten der textilen Verarbeitung führen zu einem erheblich kleineren U_f/A_f , d. h. zu einer wesentlich kompakteren Anordnung der Filamente. Die kompakteste Form wird offenbar mit der Bindung Trikot-gegenlegig erreicht.

• NEG-ARG620-01

²³Eine Glasfaser der Feinheit 620 tex hat eine Querschnittsfläche von $A_f = 620/2,81 \cdot 10^{-3} = 0,221 \text{ mm}^2$. Eine kompakte, kreisrunde Faser mit dieser Querschnittsfläche hätte einen Durchmesser von $d = \sqrt{4 \cdot 0,221/\pi} = 0,53 \text{ mm}$ und einen Umfang von $U_f = \pi \cdot 0,53 = 1,665 \text{ mm}$. Daraus ergibt sich ein Verhältnis von $U_f/A_f = 1,665/0,221 = 7,6 \text{ mm}^{-1} = 0,0076 \mu\text{m}^{-1}$. Für eine Faser aus kreisrunden Filamenten mit idealer Anordnung würde sich unter Berücksichtigung der theoretisch maximal erreichbaren Packungsdichte $\eta_{p,\max} \approx 0,907$ ein Wert von $U_f/A_f = 0,0076 \cdot 0,907 = 0,0072 \mu\text{m}^{-1}$ ergeben.

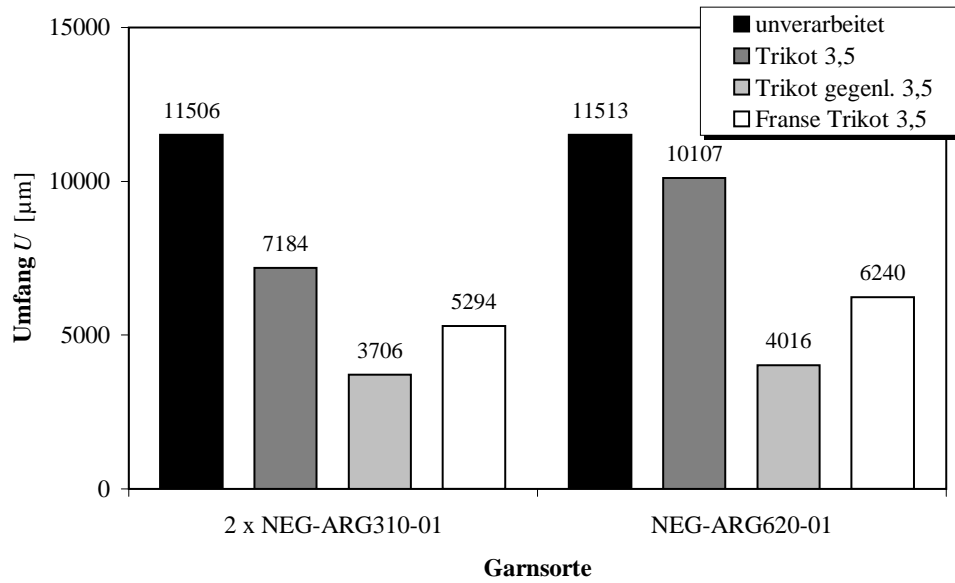


Bild 5.40: Gemessene Umfänge U_f im Verbundwerkstoff mit unterschiedlichen textilen Bewehrungen

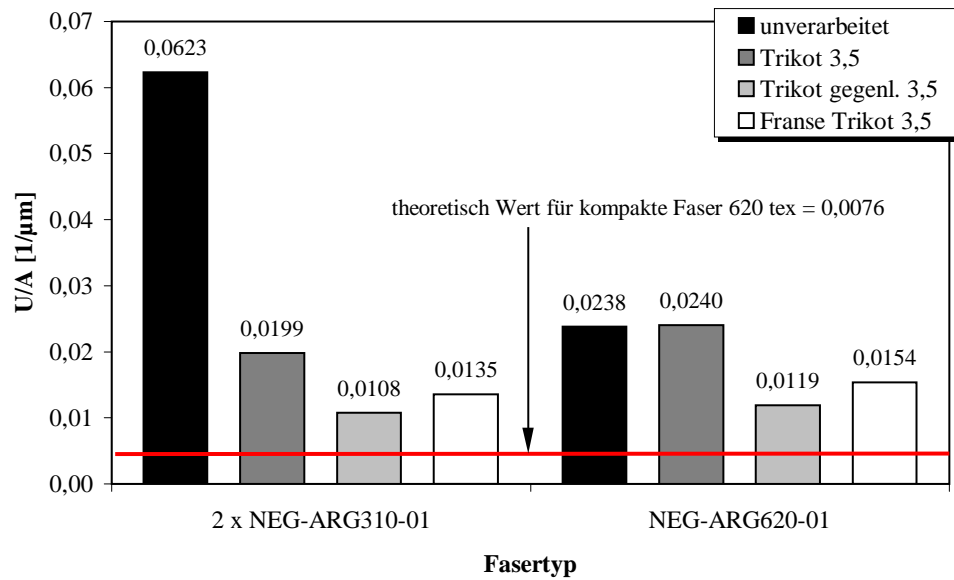


Bild 5.41: Gemessene Verhältnisse U_f/A_f im Verbundwerkstoff mit unterschiedlichen textilen Bewehrungen

Bei diesem Material erreichen die Garne in der unidirektional bewehrten Probe und bei der Trikot-Bindung etwa denselben Wert. Daraus kann geschlussfolgert werden, dass die Querschnittsgeometrie bei der Trikot-Bindung nur geringfügig geändert wurde. Da die Packungsdichte gestiegen ist (Bild 5.38), heißt ein konstantes U_f/A_f , dass der Querschnitt kompakter geworden ist. Die kompakteste Form wird auch bei diesem Garn mit der Bindung Trikot-gegenlegig erreicht.

Bei beiden Materialien werden mit den Bindungen Trikot-gegenlegig und Franse-Trikot jeweils etwa gleiche Werte U_f/A_f erreicht. Dabei ist der Querschnitt bei der Bindung Trikot-gegenlegig am kompaktesten. Bei dem Garn NEG-ARG1100-01 wurden für die Bindung Trikot-gegenlegig mit $\eta_p = 0,642$ vergleichbare Werte für die Packungsdichte erreicht. Daraus lässt sich zumindest schlussfolgern, dass mit Trikot-gegenlegig eine gut reproduzierbare Fadengeometrie bei annähernd maximaler Packungsdichte der Filamente erreicht werden kann.

5.8.3 Schlussfolgerungen

Die Ergebnisse zeigen eine erhebliche Veränderung der Querschnittsgeometrie durch die textile Verarbeitung. Im Lieferzustand besitzen die meisten Filamentgarne im Querschnitt eine langgestreckte, bändchenförmige Struktur. Die Packungsdichten sind sehr unterschiedlich²⁴ und generell sehr weit von der theoretisch dichtesten Packung entfernt.

Nach der textilen Verarbeitung haben die Garne in allen Fällen eine kompaktere Struktur. Die Packungsdichte kann in Abhängigkeit vom Ausgangszustand unterschiedlich stark gesteigert werden, höhere Werte als etwa 70 % wurden aber nicht erreicht. Dieser Wert scheint das mit maschenbildenden Verfahren praktisch erreichbare Maximum darzustellen. Die Bindung mit der höchsten Packungsdichte ist Trikot-gegenlegig und dieses erreicht auch die kompakteste Garngeometrie mit dem kleinsten Umfang. Offensichtlich ist das mit einer hohen Menge Nähgarn um den Roving verbunden. Da das Nähgarn bei Kontakt mit dem Roving dessen Verbund stört, werden mit der Bindung Trikot-gegenlegig im Vergleich die geringsten Verbundspannungen und wegen der Kombination mit dem kleinsten Umfang auch die niedrigsten bezogenen Verbundkräfte übertragen. Im Vergleich mit dem unidirektionalen Garn erreicht der Unterschied schon fast eine Größenordnung.

Die Standardabweichungen für Umfang, Querschnittsfläche und Packungsdichte sind tendenziell kleiner als bei den unverarbeiteten Garnen, zum Teil sind die Unterschiede sehr deutlich. Das heißt, mit der textilen Verarbeitung werden die geometrischen Eigenschaften homogener und besser reproduzierbar. Die besten Ergebnisse in dieser Hinsicht werden mit der Bindung Trikot-gegenlegig erreicht.

²⁴Die Schlichten auf den verschiedenen verwendeten Garnen haben unterschiedliche Eigenschaften, auch in ihrem hygroskopischen Verhalten. Für die Packungsdichte ist vor allem das Quellen bei Wasserkontakt von Interesse, dass nach MÄDER sehr unterschiedlich sein kann. Mit den am Verbundwerkstoff ermittelten Werten für die Packungsdichte lässt sich aber nicht nachweisen, inwieweit diese mit den Quelleigenschaften der Schlichte zusammenhängt oder unabhängig davon gegeben ist.

6 Überlegungen zur theoretischen Modellierung

6.1 Stand des Wissens

6.1.1 Zu berücksichtigende Phänomene

Bevor auf die theoretische Modellierung der Spannungs-Dehnungs-Linie eingegangen wird, sollen die für jeden Punkt bzw. Abschnitt der Spannungs-Dehnungs-Linie charakteristischen Merkmale noch einmal stichpunktartig zusammengestellt werden. Dazu ist jeweils eine Bewertung angegeben, die die Priorität des Effekts bezeichnet. Ein Stern $[\star]$ steht für einen nachgewiesenen Einfluss geringer Größe. Zwei Sterne $[\star\star]$ für einen experimentell oder theoretisch nachgewiesenen Einfluss mittlerer Größe und drei Sterne $[\star\star\star]$ schließlich für einen maßgebenden Einfluss. Die Bewertung basiert auf den Erfahrungen des Verfassers aus einer Vielzahl von Versuchen.

- **Zustand I (ungerissen)**

- **Packungsdichte der Filamentgarne $[\star]$**

Bei unidirektionaler Bewehrung sind keine Abweichungen von der Elastizitätstheorie festzustellen. In Abschnitt 4.3 wurde vorgeschlagen, bei der Ermittlung der Steifigkeit die Packungsdichte η_p der Fasern zu berücksichtigen.

- **Querschnittsschwächungen durch Querfäden $[\star]$**

Bei textiler Bewehrung ist die Steifigkeit geringer als nach der Elastizitätstheorie. Ursache sind offensichtlich die Querschnittsschwächungen durch die Querfäden. Damit kann aber nur ein (kleiner) Teil der Steifigkeitsminderung erklärt werden.

- **Störungen des Feinbetongefüges $[\star\star]$**

Es wird vermutet, dass die Schlichte der Querfäden die Erhärtungskinetik der Matrix in der Umgebung beeinflusst. Die hydrophilen Eigenschaften der Garne und deren kapillare Saugwirkung entziehen der frischen Matrix Wasser. Möglich ist auch eine Art Kerbwirkung. Es sind also sowohl physikalische als auch chemische Vorgänge beteiligt. Die genaue Ursache kann mit den vorliegenden Ergebnissen noch nicht benannt werden.

Nach den vorliegenden Ergebnissen haben vermutlich Störungen des Feinbetongefüges durch den Einfluss der z. T. wasserlöslichen Bestandteile der Schlichte den größten Einfluss auf die globale Steifigkeit. Verschiedene Untersuchungen (z. B. ZHU & BARTOS [158]) haben gezeigt, dass die Steifigkeit der Matrix in der Umgebung der Faserbündel deutlich von den Eigenschaften der ungestörten Matrix abweicht. Inwieweit von den gestörten Bereichen ausgehende Kerbwirkungen bzw. Mikrorissbildung das globale Verhalten beeinflussen, ist noch nicht geklärt.

Insgesamt haben die Effekte im Zustand I eine geringe Bedeutung bei der globalen Betrachtung des Tragverhaltens, weil die Verformungen im Zustand I nur einen Bruchteil der Gesamtverformungen bis zum Versagen ausmachen (typischerweise weniger als 1 %). Deshalb ist die verteilte Wertung eher als Wichtung innerhalb dieser Gruppe zu sehen und weniger vergleichbar mit einer identischen Wertung in den nachfolgenden Zuständen.

- **Zustand IIa (Einzelrissbildung und mehrfache Rissbildung)**

- **Bruchmechanische Konzepte zur Rissbildung im Beton [***]**

Generell konnte Rissunterdrückung nachgewiesen werden. Die in sehr engen Abständen eingebauten Fasern behindern den Übergang von einem vorhandenen oder durch die Belastung entstandenen Defekt zum Makroriss. In Abschnitt 4.6 wurde gezeigt, dass sich das Verhalten mit Hilfe der Bruchmechanik erklären lässt. Die Rissunterdrückung ist maßgebend für die Höhe der Erstrissspannung.

- **Querschnittsschwächung durch Querfäden [***]**

Die Querfäden führen zu einer Querschnittsschwächung und setzen das Lastniveau der Erstrissspannung herab. Die Folge ist eine oft dominierende primäre Rissbildung.

- **Überlagerung von Querschnittsschwächung und Rissunterdrückung [***]**

Offensichtlich treten beide Effekte gleichzeitig auf. Die Versuche am textilbewehrten Beton zeigen eine deutliche Reduzierung des Risslastniveaus. Aufgrund der Überlagerung mit der Rissunterdrückung war aber kein direkter Zusammenhang mit der Anzahl der Querfäden erkennbar, da diese an den Faservolumengehalt gebunden ist.

- **Statistische Eigenschaften der Betonfestigkeit [***]**

Die natürliche Streuung der Betonzugfestigkeit führt zu einem Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie während der Rissbildung.

- **Unterschiedliche Verbundeigenschaften an den (Rand-)Faser-Matrix-Grenzflächen und an den Filament-Filament-Grenzflächen [*]**

Nach dem OH-Modell führen die unterschiedlichen Verbundverhältnisse der Filamente im Querschnitt zu einer Abschnittbildung innerhalb der Rissbildung mit unterschiedlichen Anstiegen. In den Versuchen dominiert allerdings der vorgenannte Einfluss. Die Abschnittbildung konnte nur in sehr wenigen Fällen bei niedrigbewehrten Proben nachgewiesen werden.

- **Filamentversagen [**]**

Nach dem erweiterten OH-Modell kommt es während der zweiten Phase der Rissbildung zu größeren Verformungen, weil ein Teil der Filamente versagt und die Belastung auf die verbliebenen umgelagert wird.

- **Zustand IIb (abgeschlossene Rissbildung)**

- **Unterschiedliche Verbundeigenschaften an den (Rand-)Faser-Matrix-Grenzflächen und an den Filament-Filament-Grenzflächen [***]**

Durch die individuellen Verbundeigenschaften von Rand- und Kernfasern entstehen sehr unterschiedliche Beanspruchungen der Filamente. Filamente mit gutem Verbund werden höher beansprucht als solche mit schlechteren Verbundeigenschaften.

- **Filamentversagen [***]**

Im Zustand IIb besteht ein Steifigkeitsdefizit gegenüber der Dehnsteifigkeit der eingebauten Bewehrung. Dieser Effekt wird mit dem Versagen der Randfasern während der Rissbildung begründet.

- **Welligkeit von Filamenten [***]**

Bei textiler Bewehrung sind die Verformungen teilweise deutlich größer als bei unidirektionaler Bewehrung. Als Ursache wird eine Abweichung von der geradlinigen Ausrichtung vermutet. Versuche mit gewellten Fasern aus AR-Glas zeigen die festigkeitsmindernde Wirkung bei Abweichung von der geradlinigen Ausrichtung.

- **Anordnung der Grenzflächen [***]**

Nach Meinung des Verfassers ist es außerordentlich wichtig, den indirekten Verbund der inneren Fasern abzubilden. Die in den im folgenden Abschnitt vorgestellten Modellen verwendete Variante, den geringeren Verbund der inneren Filamente durch eine geringere Verbundfestigkeit zur Matrix darzustellen und den Verbund zwischen den Filamenten zu vernachlässigen, ist vermutlich zu stark vereinfacht. Die Umlagerung der beim Versagen eines Filamentes frei werdende Kraft ist für die Einleitung des Versagens ein wesentlicher Effekt und kann ohne den Verbund zwischen den Filamenten nicht realistisch erfasst werden.

- **Statistische Eigenschaften der Filamente [***]**

Für die Abbildung der Versagensmechanismen sind die statistischen Eigenschaften der Filamente (Festigkeit, Durchmesser) von großer Bedeutung. Das Versagen von Bündeln aus spröden Fasern wird durch das Versagen einiger weniger Filamente eingeleitet. Filamente mit niedrigerer Festigkeit können das Versagen bei kleineren Lasten einleiten. Für Lastumlagerungen nach einem Filamentbruch entscheidet die individuelle Festigkeit der Nachbarfilamente über das weitere Verhalten des Faserbündels. Deshalb sind die Streuungen der Filamenteigenschaften für den Bruchzustand unverzichtbar.

- **Statistische Eigenschaften des Verbundes [***]**

Dass die Streuung der Verbundfestigkeit und der Filamentfestigkeit einen wesentlichen Effekt darstellen, ist bereits allgemein anerkannt und hat bei einigen Modellen schon Eingang gefunden. Die Versagensbilder des Verbundwerkstoffs und der Verlauf der Auszugskurven weisen darauf hin, dass auch die Streuung dieser Eigenschaften in Längsrichtung nicht vernachlässigbar ist. Bei den Auszugskurven ist der Verlauf nicht streng fallend oder steigend. Bei

einem global fallenden Abschnitt der Kraft-Verschiebungs-Kurve sind im Detail sehr ausgeprägte Unterschiede im Anstieg der Kurve festzustellen. Das ist ein eindeutiges Indiz dafür, dass die Verbundeigenschaften in Längsrichtung nicht konstant sind.

– **Anzahl der Elemente** [***]

Für die realitätsnahe Abbildung von statistischen Eigenschaften und die Umlagerungen innerhalb des Bündels beim Versagen einzelner Elemente (Filament, Haftverbund) ist eine gewisse Quantität der Elemente erforderlich. Ob die Anzahl mit der der Filamente in den Filamentgarnen zwingend identisch sein muss, kann noch nicht gesagt werden.

– **Zeitabhängige Festigkeit der Filamente** [**]

Versagt ein Filament, so wird die frei werdende Kraft auf benachbarte Filamente umverteilt. Die Verbundeigenschaften bestimmen, wie groß die zusätzliche individuelle Belastung der benachbarten Filamente ist. Durch den Einfluss der Belastungszeit kann das Versagen eines Filamentes nicht allein mit den statistischen Eigenschaften vorhergesagt werden.

– **Zeitabhängige Festigkeit des Verbundes** [**]

Zementgebundene Baustoffe haben bekanntlich viele Eigenschaften, die mit der Dauer einer Belastung im Zusammenhang stehen. Es ist anzunehmen, dass auch der Verbund an den Grenzflächen zwischen der Matrix und den Filamenten von diesem Phänomen nicht ausgeschlossen ist. Über die zeitabhängigen Eigenschaften des Verbundes zwischen den Filamenten liegen keine Informationen vor. Vermutlich gibt es aber auch dort einen Einfluss der Belastungs-Zeit-Funktion.

– **Wahl der repräsentativen Volumeneinheit** [**]

Wie schon gezeigt, gibt es erhebliche Unterschiede der Randbedingungen von Auszugversuchen und der Situation in einem Dehnkörper. In Bild 4.52 wurden die Randbedingungen am Dehnkörper noch vereinfacht dargestellt, denn es wird angenommen, dass der Abschnitt von der Mitte zwischen zwei Rissen und der Mitte des nächsten Risses ein geeigneter Ausschnitt ist. Offensichtlich sind aber durch Effekte, wie Filamentversagen, die Streuung des Verbundes in Längsrichtungen und die großen Unterschiede zwischen dem Verbund im Innern und am Rand der Bündel, Auswirkungen auf den Verlauf der Beanspruchungen in einem größeren Bereich nicht vernachlässigbar. Als Indiz dafür seien die oft großen Längen der Filamente angeführt, die aus den Bruchflächen herausragen. Möglicherweise ist es deshalb notwendig, in Längsrichtung einen größeren Bereich als den in Bild 4.52(b) dargestellten Abschnitt zu modellieren.

Eventuell ist diese Aufzählung nicht vollständig. Sie enthält aber mehr Faktoren, als bei den im folgenden Abschnitt vorgestellten Modellen Berücksichtigung finden. Es handelt sich um eine Zusammenstellung von offensichtlichen Einflussgrößen. Der Verfasser geht davon aus, dass in den verschiedenen Zuständen die Modelle jeweils alle genannten Einflussgrößen berücksichtigen müssen, um die in Wirklichkeit wirkenden Mechanismen

nachzubilden. Für einige der genannten Faktoren beruht die Wertung (noch) auf der ganz persönlichen Meinung des Verfassers, da es noch keine Ergebnisse gibt, die den Einfluss quantitativ belegen. Vor allem im Bruchzustand ist aber sicher, dass die genannten Faktoren einen Einfluss haben. Wie groß dieser ist, können allerdings erst zukünftige Untersuchungen zeigen.

Der Bruchzustand ist besonders interessant, weil die Tragfähigkeit eine der Baustoffeigenschaften mit der größten Bedeutung ist und der Versagensmechanismus und seine Einflussgrößen bei Textilbeton bisher nur ansatzweise verstanden sind. Bisher herrscht Einigkeit darüber, dass die Filamente sukzessiv versagen und dass der innere Verbund einen erheblichen Einfluss auf die Tragfähigkeit hat. Darüber hinaus sind aber kaum Erkenntnisse vorhanden. Im folgenden Abschnitt werden verfügbare Modelle vorgestellt und einige Bemerkungen zu deren Anwendungsgrenzen gemacht.

6.1.2 Verfügbare Modelle

Modelle zur Beschreibung des Verhaltens von textildbewehrtem Beton können auf verschiedenen Strukturebenen arbeiten. Unterschieden werden Formulierungen z. B. auf der Makroebene, der Mesoebene und der Mikroebene. Modelle auf atomarer Ebene für faserbewehrte Betone sind nicht bekannt. Auf der Mikroebene wird versucht, die Versagensmechanismen und Materialeigenschaften möglichst wirklichkeitsnah zu formulieren. Über die Meso- zur Makroebene nimmt das Auflösungsvermögen ab, gleichzeitig nimmt die Größe der modellierbaren Strukturen zu.

- Der meistverwendete analytische Ansatz zur Modellierung der Spannungs-Dehnungs-Linie geht auf AVESTON, COOPER und KELLY im Jahr 1971 zurück (**ACK-Modell**) [110]. Er beruht auf den vereinfachenden Annahmen einer konstanten Matrixbruchdehnung und reinen Reibungsverbundes zwischen Faser und Matrix und gilt für Fasern, die alle zueinander parallel und in Richtung der Zugbelastung liegen. Das Modell ist im Anhang E.2 vollständig dokumentiert. Nach diesem Modell zeigt die Spannungs-Dehnungs-Linie einen trilinearen Verlauf. Das Modell ist sehr einfach, verzichtet aber auf die realitätsnahe Abbildung mechanischer Zusammenhänge.

Im Zusammenhang mit der ACK-Theorie sind auch die Arbeiten von AVESTON, MERCER, SILLWOOD [76], AVESTON, MERCER, SILLWOOD [121] bzw. AVESTON, SILLWOOD [181] und PROCTOR [182] zu nennen, die sich sehr intensiv mit der Anwendung des Modells sowie seinen Grenzen und möglichen Erweiterungen auseinander setzen.

- 1973 veröffentlichten AVESTON und KELLY eine alternative Modellierung auf der Grundlage elastischen Verbundes zwischen Faser und Matrix (**AK-Modell**) [111]. In dieser Arbeit wurde aber gleichzeitig nachgewiesen, dass in praktischen Materialien Verbundversagen immer auftritt. Aus diesem Grund wird dem außerdem einfacher zu handhabenden ACK-Modell eine bessere Eignung für die Beschreibung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens attestiert.

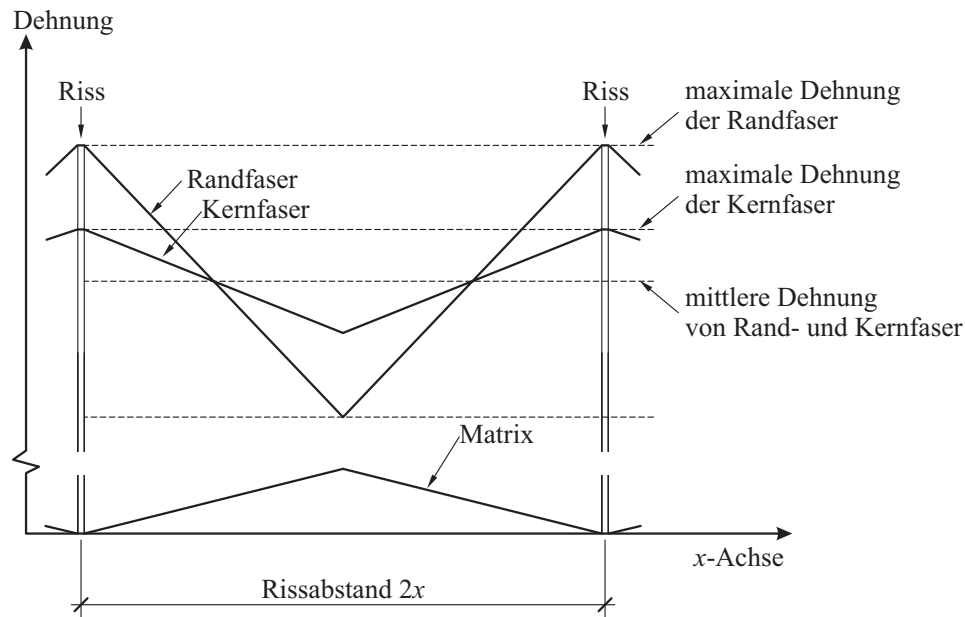


Bild 6.1: Dehnungsverlauf in Rand- und Kernfasern nach dem OH-Modell

- Bei Zugversuchen an fibrillierten Polypropylenfasern beobachteten OHNO & HANNANT Verschiebungen innerhalb der Faser und bezeichnen das als **Schlupfphänomen**. Aufgrund ihrer Beobachtungen formulieren sie eine Erweiterung des ACK-Modells (**OH-Modell**). Die Faser wird in zwei Bereiche aufgeteilt. Die Fasern, die direkten Kontakt mit der Matrix haben, werden als Randfasern bezeichnet. Die Fasern, die keinen direkten Kontakt zur Matrix haben, werden als Kernfasern bezeichnet. Die Grenzschrift zwischen (Rand-)Fasern und Matrix wird wie beim ACK-Modell mit einer konstanten Verbundspannung belegt. Zusätzlich gibt es eine Grenzschrift zwischen Randfasern und Kernfasern, an der Verschiebungen zulässig sind. Der Verbund wird auch hier durch eine konstante Verbundspannung beschrieben, die aber kleiner ist als die an der Randfaser-Matrix-Grenzfläche. Durch die unterschiedlichen Verbundeigenschaften erhalten Rand- und Kernfasern unterschiedliche Dehnungen (siehe Bild 6.1). Aufgrund des besseren Verbundes an der Faser-Matrix-Grenzfläche sind die Dehnungen der Randfasern höher als die der Kernfasern. Durch diese Unterscheidung in Rand- und Kernfasern verläuft die Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIa zuerst horizontal und dann mit einem Anstieg größer Null aber kleiner als im Zustand IIb (siehe Bild 4.3). Der Bereich der Rissbildung wird dadurch in zwei Abschnitte unterteilt. Als Strukturebene kann dem OH-Modell die Mesoebene zugeordnet werden.

Mit dem von ihnen entwickelten Modell zeigen OHNO & HANNANT, dass die Randfasern am Übergang vom Zustand IIa in den Zustand IIb bereits versagt haben müssen, da die rechnerischen Spannungen die Festigkeit bereits deutlich überschreiten. Außerdem stellen sie eine geringere Steifigkeit im Zustand IIb fest und begründen das mit dem Versagen eines Teils der Fasern. Sie schlagen deshalb eine Reduzierung des Fasergehaltes ab dem zweiten Abschnitt der Rissbildung vor [113, 96]. Nach Meinung des Verfassers hat OHNO das Spannungs-Dehnungs-Verhalten nicht

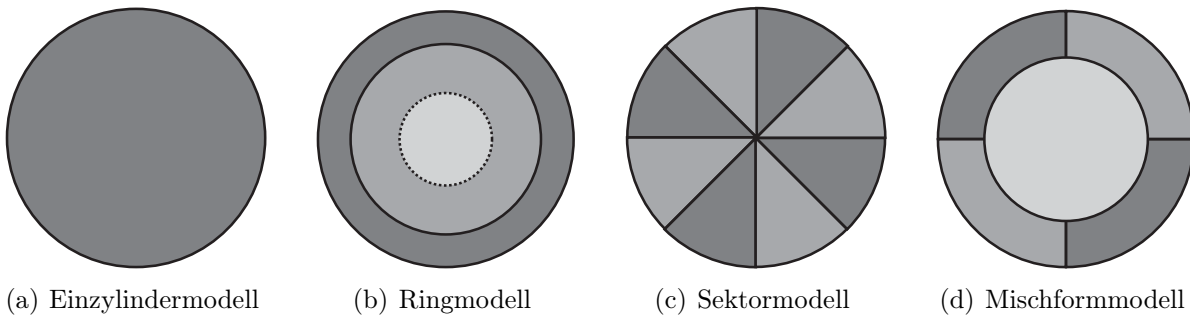


Bild 6.2: Mögliche Modelle zur Einteilung eines Rovings nach ZASTRAU ET AL. (entnommen aus [183])

in allen Punkten zutreffend interpretiert. Insbesondere zeigt das Modell trotz reduzierten Fasergehalts im Zustand IIb keine nennenswerte Verbesserung.

- ZASTRAU ET AL. haben das Verhalten mit verschiedenen Idealisierungen untersucht. Beim „**Einzylindermmodell**“ nach Bild 6.2(a) wird die Faser als kompakt angenommen. An der Grenzschicht zwischen Faser und Matrix wird eine nichtlineare Beziehung für das Verbundspannungs-Schlupf-Verhalten definiert. Das Modell ermöglicht die Simulation von Auszugversuchen bis zum Erreichen der Maximallast mit guter Übereinstimmung zum Versuch. Der abfallende Ast nach dem Erreichen der Maximallast kann nicht beschrieben werden, da die auftretenden Mechanismen Filamentbruch und Teleskopversagen¹ der Rovings nicht berücksichtigt werden können. Zur Verbesserung wird ein „**Sektorenmodell**“ vorgeschlagen – bei dem der Roving im Querschnitt in eine Anzahl „Tortenstücke“ eingeteilt und jedem Segment unterschiedliche Verbundeigenschaften zur Matrix zugewiesen werden (Bild 6.2(c)). Mit dieser Modifizierung kann ein abfallender Ast beim Auszugversuch simuliert werden. Die Autoren zeigen, dass mit dem Einzylindermmodell auch die Rissbildung an Dehnkörpern simuliert werden kann. Für das OH-Modell wird eine Erhöhung der Anzahl Schichten in einem „**Ringmodell**“ vorgeschlagen (Bild 6.2(b)) [183]. Die Modelle entsprechen der Meso-Strukturebene. Ein Vergleich mit Versuchsergebnissen steht noch aus.
- HEGGER ET AL. [26] bauen auf dem OH-Modell auf und entwickeln für die Meso-Ebene ein sogenanntes „**Vier-Komponenten-Modell**“. Wie beim OH-Modell wird der Roving in eine äußere Schicht Randfasern und in die Kernfasern unterteilt. Rand- und Kernfasern können bei Erreichen der Festigkeit versagen. Für die inneren Filamente wird eine Welligkeit durch einen Dehnungsoffset ε_0 berücksichtigt. Der Verbund an den beiden Grenzflächen wird jeweils durch eine multilineare Beziehung beschrieben. Damit wird die Beschränkung des OH-Modells auf eine konstante Verbundspannung überwunden. Die Simulation von Auszugversuchen zeigte nur mäßige Übereinstimmung mit Versuchsergebnissen.

¹BARTOS [112] beobachtete bei Filamentgarnen in einer Zementmatrix teleskopartige Verformungen und Versagensbilder. Die Fasern im Kern eines Bündels versagen und werden teleskopartig ausgezogen.

- Als nächsten Schritt berücksichtigen HEGGER ET AL. [26] die Streuung der Verbundfestigkeiten im „**Teilrovingmodell**“. Der Roving wird in n unabhängige Teilrovings nach dem Vier-Komponenten-Modell aufgeteilt. Den Teilrovings werden unterschiedliche Verbundeigenschaften zugewiesen. Die Umsetzung des Vier-Komponenten-Modells erfolgte als eindimensionales FE-Modell. Die Matrix wird als starr angenommen. Zur Kopplung der für Rand- und Kernfasern verwendeten Stäbe werden nichtlineare Federelemente verwendet. Die Aufteilung des Kerns in mehrere Teile zur Berücksichtigung der Dehnungsverteilungen im Inneren eines Bündels wird vorerst als verzichtbar eingeschätzt. Durch die Streuung der Verbundfestigkeiten verbessert sich die Übereinstimmung mit den Versuchen. HEGGER ET AL. schlagen die Berücksichtigung der streuenden Filamentfestigkeit vor, um eine weitere Verbesserung der Vorhersagequalität zu erreichen.

Aus den Ergebnissen wurde eine verschmierte Schubspannungs-Schlupf-Beziehung für das Vier-Komponenten-Modell abgeleitet und zur Simulation von Dehnkörperversuchen auf der Makroebene verwendet. Die Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen ist erstaunlich gut. Mit einer angenommenen Filamentfestigkeit von etwa 600 N/mm^2 wird die Bruchlast des Versuches exakt erreicht. Die angenommene Filamentfestigkeit liegt bei weniger als 50 % der am Filament direkt gemessenen Festigkeit. Das ist ein Indiz dafür, dass dieses Modell die für den Bruchzustand wesentlichen Effekte nicht berücksichtigt.

Der Verlauf des Rissbildungsprozesses ist durch die Wahl der Verteilungsfunktion für die Zugfestigkeit der Matrix in weiten Grenzen beeinflussbar. Es sei darauf hingewiesen, dass der an den Garnen ermittelte Elastizitätsmodul etwa um denselben Betrag zu klein² ist, wie das in eigenen Versuchen festgestellte Defizit im Zustand Iib. Das Modell realisiert also das in dieser Arbeit nachgewiesene Randfaserversagen durch einen entsprechend niedrigeren Elastizitätsmodul.

- KONRAD ET AL. verwenden ebenfalls die Finite-Elemente-Methode für ein Modell auf der Mikro-Ebene, bei dem die einzelnen Filamente eines Bündels abgebildet werden. Sowohl der Elastizitätsmodul³ als auch die Festigkeit der Filamente werden durch Zufallsfelder beschrieben. Die Welligkeit wird wie beim Vier-Komponenten-Modell durch einen Dehnungsoffset ε_0 realisiert. Für den Verbund der einzelnen Filamente wird ein alternativer Vorschlag verwendet. Es wird davon ausgegangen, dass jedes Filament nach einer variablen freien Länge Kontakt mit der Matrix hat. Weiter innen liegende Filamente haben eine kleinere Verbundfestigkeit. Der Verbund zwischen den Filamenten bleibt unberücksichtigt. Die Parameter für dieses Modell werden an Ergebnissen von Zugversuchen an Filamenten und Garnen kalibriert. Versuche von BANHOLZER [64], bei denen das Versagen der Filamente

²Siehe Ausführungen in Abschnitt 2.4.2.1 zum verwendeten Prüfverfahren.

³Nach Untersuchungen von ABDKADER [50, 58] streuen die Durchmesser und die Festigkeit der Filamente. Der veränderliche Durchmesser beeinflusst direkt die Dehnsteifigkeit $E_f A_f$. Dem Verfasser ist keine physikalische Begründung für einen variablen E-Modul bekannt, da eine variable Zusammensetzung des Materials mit an Sicherheit grenzender Wahrscheinlichkeit ausgeschlossen werden kann. Da der streuende E-Modul bei konstantem Durchmesser ebenfalls zu einer variablen Dehnsteifigkeit führt, mag dieses Vorgehen zwar verwirrend, aber akzeptabel sein und den gewünschten Zweck erfüllen.

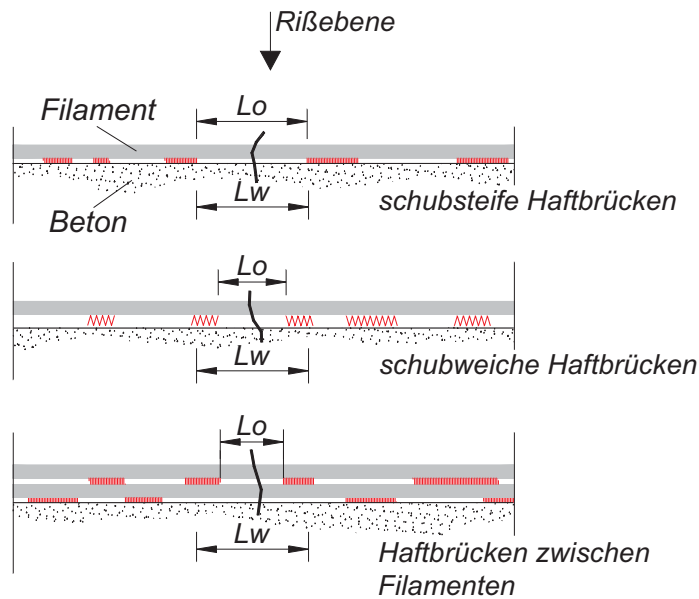


Bild 6.3: Haftbrückenmodell nach SCHORN (entnommen aus [115])

optisch detektiert wird, finden ebenfalls Berücksichtigung. Erste Simulationen von Auszugversuchen zeigen eine gute Übereinstimmung [184]. Für die Simulation des Verbundwerkstoffs unter Zugbeanspruchung (Dehnkörper) wurde das Modell noch nicht angewandt.

In späteren Arbeiten untersuchen KONRAD & CHUDOKA [185] den Einfluss der Unordnung der Filamente in einem Garnbündel und stellen fest, dass das ein wesentlicher Parameter beim Versagensmechanismus ist.

- Ausgehend von Beobachtungen am Rasterelektronenmikroskop hat SCHORN [115] ein **Haftbrückenmodell** (Adhesive cross linkage model) in Form einer phänomenologischen Beschreibung für den Verbund vorgestellt (Bild 6.3). Danach sind alle Filamente des Garns nicht kontinuierlich, sondern mittels diskreter Haftbrücken untereinander und mit dem Feinbeton verbunden. Je nach Größe und Verteilung verfügen die Filamente über unterschiedlich große Verformungslängen zwischen zwei benachbarten Haftbrücken. Nach der Rissbildung im Feinbeton erhalten jene rissüberbrückenden Filamente die größte Beanspruchung, die über die kleinsten Verformungslängen verfügen. Versagt ein Filament, verteilt sich dessen Lastanteil auf die übrigen Filamente, die wegen größerer Verformungslängen noch nicht bis zur Bruchdehnung beansprucht sind. Mit zunehmender Rissbreite fallen sukzessive weitere Filamente durch Zugversagen aus, bis ein Querschnittsversagen eintritt. MÖLLER ET AL. [186] zeigen mit angenommenen Verteilungslängen, dass mit diesem Modell eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen zweiseitiger Auszugversuche erreicht wird.

Aus [115] (SCHORN) geht nicht hervor, dass ein Versagen der Haftbrücken oder eine Änderung der übertragbaren Verbundspannung in Abhängigkeit der Verschiebung berücksichtigt wird. Es ist nur die Verwendung unterschiedlicher Verbund-

steifigkeiten vorgesehen, was der Annahme eines vollständig elastischen Verbundes entspricht. Dadurch können die Filamente nur innerhalb der Verformungslänge versagen, die den Riss kreuzt. Mit diesem Modell ist es nicht möglich, das in der Praxis beobachtete Ausziehen über größere Längen abzubilden, es sei denn, auf diesen Längen werden keine Haftbrücken angeordnet.

- BANHOLZER [64] greift auf der Mikroebene die Idee des **Ringmodells** auf. Seine Lösung berücksichtigt grundsätzlich eine beliebige Schichtenzahl. Der Verbund zwischen den Filamenten und der Matrix wird mit einer für alle Filamente gleichen, nichtlinearen Schubspannungs-Schlupf-Beziehung beschrieben. Der unterschiedliche Verbund der Filamente in Abhängigkeit vom Abstand zur Matrix wird wie beim Haftbrückenmodell von SCHORN durch unterschiedlich große Haftbrücken zur Matrix modelliert. Es wird angenommen, dass alle Filamente eines Ringes in bestimmten Abständen und über eine bestimmte Länge vollständig in der Matrix eingebettet sind. Die über die Filamentlänge (gleichmäßig) verteilten Abschnitte mit Matrixkontakt werden zusammengefasst und am lastabgewandten Ende der Filamente angeordnet, so dass auf der lastzugewandten Seite eine freie Länge entsteht, die umgekehrt proportional zur Qualität des Verbundes zur Matrix ist. In der Simulation bestätigt sich das auch im Versuch beobachtete sukzessive Versagen der Randfilamente und ab Erreichen der Maximallast das Ausziehen der Fasern im Kern. Die Kraft-Verschiebungs-Kurven von Versuch und Simulation zeigen eine sehr gute Übereinstimmung.

Das Modell berücksichtigt keinen Verbund zwischen den Filamenten und keine statistischen Eigenschaften von Filamenten oder dem Verbund. Stattdessen werden die Filamentfestigkeiten jeder Schicht bei Überschreiten einer kritischen Auszugslänge mit einem konstanten Faktor abgemindert. Damit wird die von BANHOLZER ET AL. [187, 188] beim Einzelfilamentauszug beobachtete Abnahme der Festigkeit mit steigendem Auszugsweg berücksichtigt. Das Modell ermöglicht bei geeigneter Wahl der freien Parameter eine Lösung, die mit dem Auszugversuch an Filamentgarnen übereinstimmt, obwohl – nach Meinung des Verfassers – der Verbund zwischen den Filamenten als wesentlicher Mechanismen des Verbundes keine Berücksichtigung findet.

Es existieren verschiedene Vorschläge, die gesamte Spannungs-Dehnungs-Linie mit einem analytischen Modell zu beschreiben⁴. Diese Modelle sind sehr einfach und berücksichtigen dafür nur einen kleinen Teil der Einflussgrößen und vereinfachen viele Zusammenhänge sehr stark. Die wenigen notwendigen Eingangsgrößen sind relativ leicht beschaffbar. Die einfache Formulierung wird durch ein beschränktes Vermögen zur Abbildung realer Mechanismen erkauft.

Mit der Erhöhung der Menge der berücksichtigten Phänomene steigt auch die Vorhersagequalität der Modelle. Gleichzeitig steigt die Anzahl bzw. Qualität der benötigten Baustoffeigenschaften. So ist beim ACK-Modell nur eine konstante Verbundspannung

⁴Nicht erwähnt sind hier die bruchmechanischen Modelle zur Beschreibung des Effektes der Rissunterdrückung. Mit diesen Modellen ist eine Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Linie nicht möglich. Sie werden ausführlich in Abschnitt 4.4.1 gewürdigt.

an der Faser-Matrix-Grenzfläche erforderlich. Beim OH-Modell ist darüber hinaus die Einteilung in Rand- und Kernfasern sowie eine konstante Verbundspannung an der Faser-Faser-Grenzfläche erforderlich.

Das Teilroving-Modell von HEGGER ET AL. erfordert schon erheblich mehr Informationen⁵ über den Verbund, kann aber wesentliche Effekte, wie die Streuung der Filamentfestigkeiten, nicht berücksichtigen. Der Vorschlag von KONRAD ET AL. berücksichtigt mit der Streuung der Filamentfestigkeit und -dehnsteifigkeit zwei weitere für das Versagen wesentliche Parameter und erhöht nochmals die Zahl der zu bestimmenden Parameter.

Trotz aner kennenswert guter Ergebnisse zeigen sich die Schwierigkeiten in der Wahl der zahlreichen freien Parameter bei den komplexeren Modellen. Bei den vorgestellten Modellen von HEGGER ET AL. sowie KONRAD ET AL. führen Filamentfestigkeiten von etwa 600 N/mm² zu einer guten Übereinstimmung von Simulation und Versuch. Warum eine Annahme in Höhe von etwa 30 bis 50 % der tatsächlich gemessenen Filamentfestigkeit sinnvoll ist, lassen die Autoren offen.

Im Verlauf dieser Arbeit wurde an mehreren Stellen auf die Abhängigkeit der ermittelten Baustoffeigenschaften von den verwendeten experimentellen Methoden hingewiesen. Beispielsweise unterschätzt das von AL-MASRI & WULFHORST verwendete Verfahren nachweislich den Elastizitätsmodul um bis zu 30 % (siehe Abschnitt 2.4.2.1). Die unter diesen Voraussetzungen erzielten guten Übereinstimmungen von Simulation und Versuch weisen darauf hin, dass die Modelle einerseits wichtige Zusammenhänge unberücksichtigt lassen und dass andererseits die Wahl der zahlreichen freien Parameter nicht trivial ist.

Ab einer gewissen Anzahl freier Parameter ist keine eindeutige Wahl mehr möglich. Dann ist mit verschiedenen, auch von den tatsächlich wirkenden Mechanismen abweichenden Modellen und Parametern ebenfalls eine gute Übereinstimmung der Simulationsergebnisse mit den Versuchsergebnissen möglich. Die beispielhaft aufgezeigten Differenzen zwischen bekannten Materialeigenschaften und den in den Modellen angenommenen Werten führen zu der Frage, welche Möglichkeiten bestehen, diese Annahmen auf Richtigkeit oder zumindest Plausibilität zu prüfen. Mit steigender Anzahl von Freiwerten gewinnt diese Frage an Bedeutung.

Aus Sicht des Verfassers ist die Berücksichtigung von bekannten Eigenschaften (z. B. Filamentfestigkeiten, Durchmesser und deren statistischen Eigenschaften, Länge des Verbundumfanges zur Matrix) Grundvoraussetzung für die Vertrauenswürdigkeit der Simulationsergebnisse. Eine unbefriedigende Übereinstimmung von Simulation und Versuch sollte zu einer kritischen Analyse des Modells und der Berücksichtigung bisher vernachlässigter Mechanismen führen.

In den vorgestellten Modellen wurde bisher nur der Vergleich der Form von Last-Verformungs-Kurven bei der Beurteilung der Ergebnisse berücksichtigt. Darüber hinaus stehen aber noch weitere Möglichkeiten für eine Bewertung der Modellqualität zur Verfügung.

⁵Der innere Verbund wird durch eine trilineare Funktion abgebildet und besitzt 6 Freiwerte. Der äußere Verbund verwendet eine multilineare Funktion mit 8 Freiwerten. Für die streuenden Eigenschaften des Verbundes werden die Spannungen mit einer Wahrscheinlichkeitsfunktion verknüpft. Für die Ermittlung aller freien Parameter stehen Kraft-Verschiebungs-Kurven von Auszugversuchen zur Verfügung.

Beispielsweise kann bei einer Modellierung des Bruchzustandes der Vergleich der statistischen Eigenschaften von Simulation und Versuch verwendet werden. Ebenso ist die Verifizierung von Teilen des Modells anzustreben. Bei einem Modell für den Bruchzustand von textilbewehrtem Beton sind unter anderem die statistischen Eigenschaften der Filamente zu berücksichtigen. Als Zwischenschritt der Modellbildung kann beispielsweise das Verhalten des Filamentbündels mit Versuchen verglichen werden, bevor der Verbund zwischen den Filamenten und zur Matrix hergestellt wird (siehe z. B. CHUDOBA ET AL. [141, 142]). Die für die Fadenprüfung verwendete Steifpapiermethode⁶ nach ASTM D2256 leitet die Prüflast in die Filamente quasi separat ein, ohne den Verbund zwischen den Filamenten zu aktivieren. Zumindest für nicht imprägnierte Filamentgarne sind die Ergebnisse dieses Tests eine gute Kontrollinstanz für die im Modell bei parallelen Filamenten verwendeten statistischen Materialeigenschaften. Simulation und Versuch sollten in den statistischen Eigenschaften eine gute Übereinstimmung zeigen.

Neben der Frage nach der geeigneten Wahl der freien Modellparameter soll darauf hingewiesen werden, dass auch die mit experimentellen Methoden bereitgestellten Eingangsgrößen und Ergebnisse jederzeit einer kritischen Prüfung zu unterziehen sind. In dieser Arbeit wurde an verschiedenen Stellen darauf hingewiesen, dass die verwendete experimentelle Methode einen erheblichen Einfluss auf das Ergebnis haben kann. ABDKADER hat für die Garnprüfung beispielsweise gezeigt, dass der Elastizitätsmodul bei Verwendung indirekter mechanischer Messmittel unterschätzt wird und der Probenhalter die ermittelte Festigkeit beeinflusst [56]. Die Festigkeitseigenschaften der Filamentgarne reagieren teilweise sensibel auf Änderungen der Umgebungsfeuchte und der Temperatur. Es ist noch nicht geklärt, welche Bedingungen bei der Filament- oder Garnprüfung den Verhältnissen im Textilbeton äquivalent sind bzw. wie eine Übertragung auf Modelle für Textilbeton möglich ist.

6.2 Modifizierung des ACK-Modells

6.2.1 Einleitung

Das ACK-Modell ist interessant, weil es sehr einfach aufgebaut ist und die mathematische Handhabung keine Probleme aufwirft. Es basiert auf folgenden Annahmen:

- Im Zustand I verhält sich das Material nach der Elastizitätstheorie.
- Die Matrix reißt, wenn die Zugbruchdehnung der Matrix erreicht ist. Diese wird als konstant angenommen. Der Vorschlag zur Berücksichtigung der Rissunterdrückung ist offensichtlich nicht geeignet, siehe Abschnitt 4.6.3. Der Einfluss der Bewehrung wird durch die Verwendung des ideellen Elastizitätsmoduls berücksichtigt.
- Die Rissbildung findet auf einem konstanten Spannungsniveau statt.
- Die Verbundkräfte werden von der (homogenen) Faser durch eine konstante Verbundspannung auf die Matrix übertragen.

⁶Siehe auch Abschnitt 2.4.2.4.

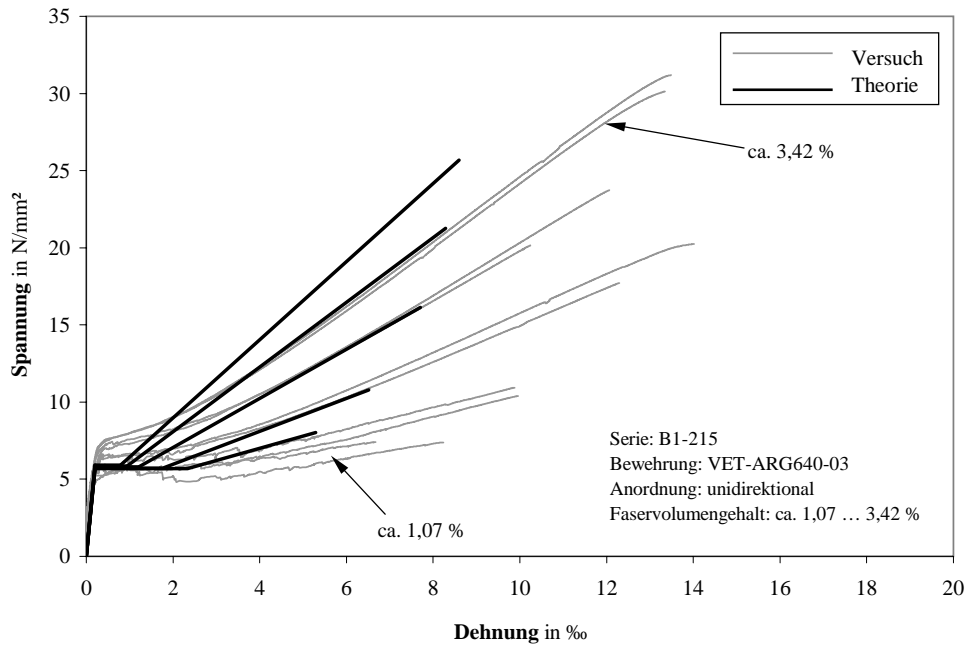


Bild 6.4: Vergleich von Versuchsergebnissen und mit der ACK-Theorie vorhergesagten Spannungs-Dehnungs-Linien

- Nach Abschluss der Rissbildung steigt die Spannungs-Dehnungs-Linie mit der Dehnsteifigkeit der Bewehrung.
- Das Versagen tritt ein, wenn die Festigkeit der Fasern erreicht ist.

Eine ausführliche Beschreibung des Modells ist in Anhang E.2 enthalten. Die mit diesem Modell vorhergesagten Spannungs-Dehnungs-Linien zeigen grundsätzlich einen ähnlichen Verlauf wie die von textilbewehrtem Beton.

6.2.2 Defizite des ACK-Modells

Im Detail sind jedoch die Unterschiede zwischen den in Versuchen ermittelten Kurven und den Vorhersagen dieses Modells sehr deutlich. Bild 6.4 zeigt einen Vergleich von Versuch und Theorie. Folgende Defizite sind gegenüber den Kurven aus den Versuchen festzustellen:

- Die Abhängigkeit der Erstrissspannung vom Faservolumengehalt bleibt unberücksichtigt (Rissunterdrückung).
- Der Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linien während der Rissbildung ist zu klein.
- Die Dehnungen am Ende der Rissbildung sind zu klein.
- Der Anstieg der Spannungs-Dehnungs-Linie im Zustand IIb ist zu groß.
- Die Bruchlast stimmt mit den Versuchen nicht überein.

Die Gründe für diese Unterschiede offenbart ein Vergleich mit den in Abschnitt 6.1.1 genannten Phänomenen. Das ACK-Modell berücksichtigt nur einen sehr geringen Teil der als wichtig eingestuften Effekte. Die oben genannten Unterschiede im Kurvenverlauf lassen sich auf die fehlende Berücksichtigung der Rissunterdrückung, des Filamentversagens während der Rissbildung und der statistischen Eigenschaften begründen. Für diese Effekte stehen nach Wissen des Verfassers keine Modelle zur Verfügung, mit denen eine Beschreibung möglich wäre.

6.2.3 Erweiterung des ACK-Modells

Es soll versucht werden, die Wirkung der nicht modellierten Mechanismen durch möglichst einfache Modifikationen im Modell zu berücksichtigen. Von Vorteil am ACK-Modell ist, dass die Beschreibung der Spannungs-Dehnungs-Linie durch einige wenige charakteristische Punkte möglich ist, die im Folgenden separat betrachtet werden. Zwischen den charakteristischen Punkten bleibt der geradlinige Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie erhalten. Behandelt wird der Fall eines mittleren Rissabstandes des 1,364fachen der Eintragungslänge der Bewehrung, wie er sich in der Praxis ergibt.

- **Punkt A: Übergang vom Zustand I in den Zustand IIa**

Da für die Beschreibung der rissunterdrückenden Wirkung bisher kein geeignetes Modell gefunden werden konnte, werden die Erstrissspannungen $\sigma_{r1,exp}$ aus den Versuchen verwendet. Die Dehnung am Punkt A wird weiterhin über den ideellen E-Modul E_c ermittelt:

$$\sigma_a = \sigma_{r1,exp} \quad (6.1)$$

$$\varepsilon_a = \sigma_a / E_c \quad (6.2)$$

- **Punkt B: Übergang vom Zustand IIa in den Zustand IIb**

Im Abschnitt 4.6.1 wurde gezeigt, dass für das Verhältnis der Spannungen am Ende und am Anfang der Rissbildung σ_{rn}/σ_{r1} ein relativ konstanter Wert festgestellt werden kann. Mit steigendem Faservolumengehalt werden die Werte etwas größer. Es wird vorgeschlagen, die höhere Spannung am Ende der Rissbildung durch einen Faktor k_R zu berücksichtigen. Nach Bild 4.19 liegt k_R im Bereich zwischen 1,0 und 1,3.

Die zu geringen Dehnungen am Punkt B sollen durch eine Abminderung der Fasermenge korrigiert werden. Das Steifigkeitsdefizit im Zustand IIb wurde mit dem vorzeitigen Versagen der Randfasern begründet. Auch OHNO & HANNANT schlagen vor, den Fasergehalt schon während der Rissbildung zu reduzieren [96, 113]. Die Versuchsergebnisse dieser Arbeit bestätigen diesen Vorschlag. Da der aus den Dehnkörperversuchen ermittelte Bündelfaktor k_B den Anteil noch wirksamer Fasern nach Abschluss der Rissbildung beschreibt, kann er für die Abminderung der

Fasermenge verwendet werden. Damit ergeben sich Dehnung ε_b und Spannung σ_b des Verbundwerkstoffes zu:

$$\sigma_b = k_R \sigma_a = k_R \sigma_{r1,exp} \quad (6.3)$$

$$\varepsilon_b = \frac{\sigma_b}{E_f V_f k_B} - 0,682 \sigma_b \frac{1 - V_f}{E_f V_f k_B} \quad (6.4)$$

• Punkt C: Bruchzustand

Die Ergebnisse in Abschnitt 4.8.2 haben gezeigt, dass die Faserbruchspannung im Verbundwerkstoff sehr stark von der am Garn ermittelten Festigkeit abweichen kann. Ein Modell, das die Festigkeit der Garne vorhersagen kann, gibt es noch nicht. Bisher sind lediglich die wichtigsten Einflussgrößen auf das Versagen bekannt, siehe Abschnitt 6.1.1. Aus diesem Grund soll für die Spannung am Punkt C die im Versuch festgestellte Bruchspannung σ_{cu} benutzt werden.

Für die Abminderung des Faservolumengehaltes wird wie schon am Punkt B der Bündelfaktor k_B verwendet. Für den Punkt C ergibt sich damit folgendes Spannungs-Dehnungs-Paar:

$$\sigma_c = \sigma_{cu} \quad (6.5)$$

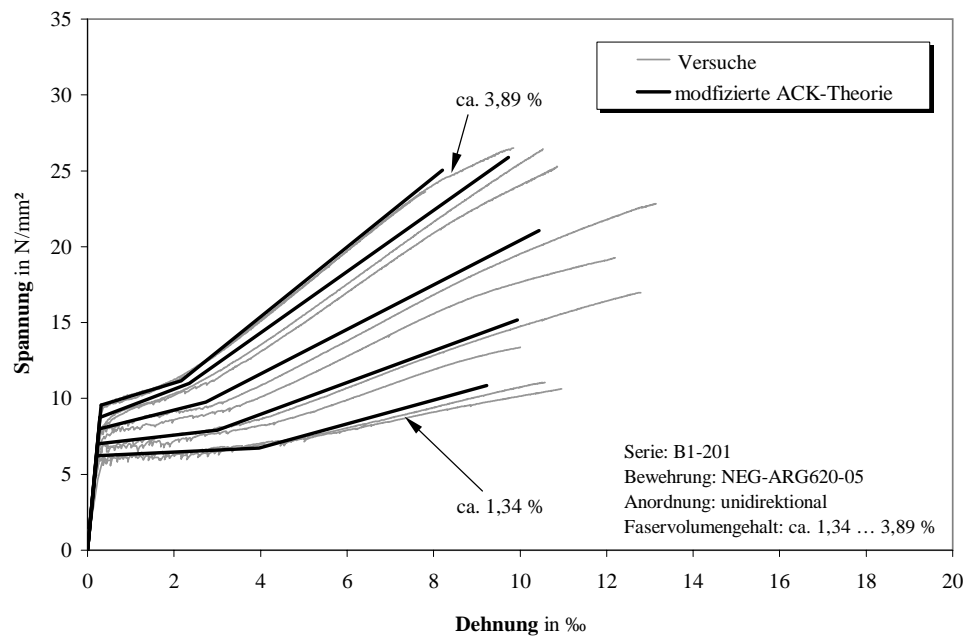
$$\varepsilon_b = \frac{\sigma_c}{E_f V_f k_B} - 0,682 \sigma_b \frac{1 - V_f}{E_f V_f k_B} \quad (6.6)$$

Bild 6.5 zeigt einen Vergleich von Versuchsergebnissen mit der modifizierten ACK-Theorie. Die Übereinstimmung von Versuch und dem modifizierten Modell ist besser als im Bild 6.4. Die gute Übereinstimmung der Erstrisslast, des Rissbildungsplateaus und der Bruchlast ist nicht überraschend, weil diese Werte aus den Versuchen direkt übernommen wurden. Es fällt auf, dass die Dehnungen der Versuche im Zustand IIb größer sind als die mit dem modifizierten Modell vorhergesagten. Zwei mögliche Ursachen kommen dafür in Frage:

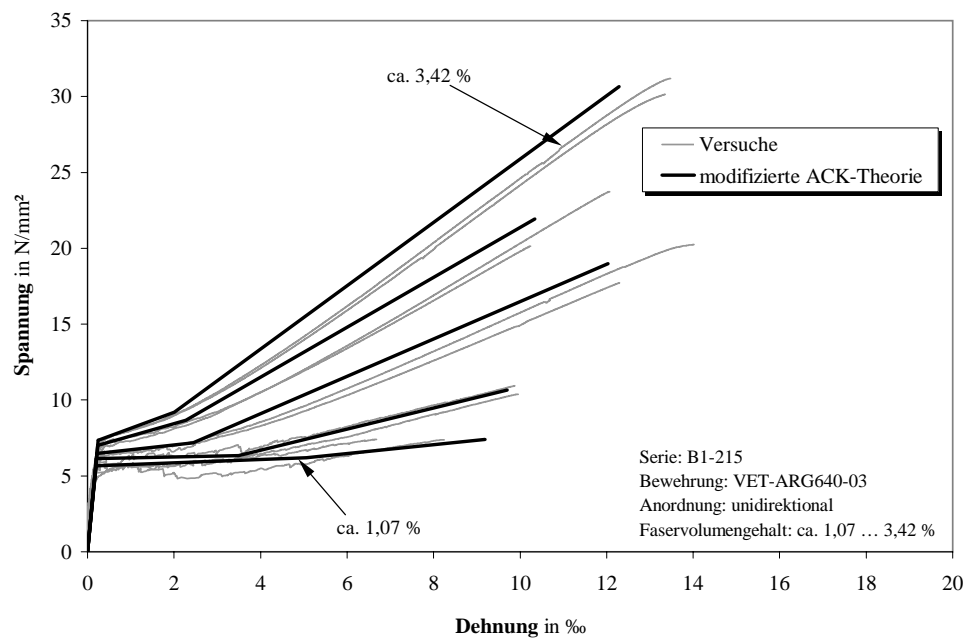
1. Die Mitwirkung des Betons zwischen den Rissen wird durch die stark vereinfachte Modellierung überschätzt und
2. Die Welligkeit der Filamente in den Garnen führt in der Praxis zu größeren Verformungen.

Mit den zur Verfügung stehenden Ergebnisse lassen sich die Ursachen nicht näher eingrenzen. Die durch die Welligkeit der Fasern begründeten zusätzlichen Verformungen könnten durch ein additives Glied in den Glg. (6.4) und (6.6) berücksichtigt werden. Die Größe kann durch Vergleich mit den Versuchen ermittelt werden.

Die Güte der Übereinstimmung der Versuchsergebnisse mit den Vorhersagen des modifizierten ACK-Modells zeigt, dass die für den Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie maßgebenden Effekte berücksichtigt wurden. Es ermöglicht eine befriedigende Beschreibung des Verlaufes der Spannungs-Dehnungs-Linie und könnte in Modellen auf der Makroebene mit verschmierten Stoffgesetzen verwendet werden. Dem Vorteil der sehr einfachen Modellierung steht als Nachteil gegenüber, dass die notwendigen Parameter nicht ohne Zugversuche am Verbundwerkstoff ermittelt werden können.



(a) Serie B1-201 mit NEG-ARG620-05



(b) Serie B1-215 mit VET-ARG640-04

Bild 6.5: Vergleich von Versuchsergebnissen und mit der modifizierten ACK-Theorie vorhergesagten Spannungs-Dehnungs-Linien

7 Hinweise zur Optimierung des Textilbetons

7.1 Gegenwärtige Situation (Stand des Wissens)

Der Baustoff Textilbeton wird durch viele Eigenschaften charakterisiert. Einige mechanische Eigenschaften unter Kurzzeitbeanspruchung wurden in dieser Arbeit eingehender untersucht. Die Kapitelüberschrift legt nahe, dass diese Merkmale noch in eine bestimmte Richtung verbessert werden könnten bzw. sollten. Aus Sicht des Verfassers sind es vor allem die Tragfähigkeit und das Verbundverhalten, deren Verbesserung für viele praktische Anwendungen von Vorteil wäre. Der Begriff Optimierung gibt außerdem den Hinweis, dass verschiedene Einflussgrößen zu berücksichtigen sind und nur in ganz bestimmter Kombination zu dem gewünschten Ergebnis führen. Im folgenden Abschnitt werden die bisher bekannten, wesentlichen Einflussfaktoren zusammenfassend dargestellt, um anschließend ein Anforderungsprofil für eine optimierte textile Bewehrungsstruktur zu entwickeln. Doch zunächst zu den Eigenschaften, die noch keine zufriedenstellenden Werte erreichen.

An erste Stelle ist hier die Festigkeit als eine der wichtigsten Baustoffeigenschaften zu nennen. Eine hohe Festigkeit der Bewehrung ist in jedem Fall eine positive Eigenschaft. Die in dieser Arbeit verwendeten Textilien nutzen das Festigkeitspotential der verwendeten Fasern nicht annähernd aus. Die Filamente aller Filamentgarne erreichen jeweils Festigkeiten im Bereich zwischen 2000 und 2500 N/mm². Die rechnerische Bruchspannung im Verbundwerkstoff erreicht nur in wenigen Fällen Werte über 1000 N/mm², bei Feinheiten von 1100 oder 2400 tex lagen die Werte sogar regelmäßig unter 500 N/mm² (siehe Abschnitte 4.8.2.3 und 5.6.2).

Ein weiterer wichtiger Punkt für die Verwendung der textilen Bewehrungen sind die Verbundeigenschaften. Wenn textilbewehrter Beton für neue Bauteile eingesetzt wird, sind diese meist kleinformig. Gefordert ist also eine möglichst kurze Verankerungslänge zum Übertragen der Verbundkräfte. Auch für die Anwendung zur Verstärkung von bestehenden Stahlbetonbauteilen ist die notwendige Verankerungslänge ein wichtiges Kriterium. ORTLEPP [70] hat in Verbundversuchen festgestellt, dass die Verankerungslängen vor allem beim Einsatz von Rovings mit hohen Feinheiten sehr groß werden können. Bei der filigranen textilen Bewehrung sind schon Längen über 100 mm als groß anzusehen.

Durch den Verbund zwischen Bewehrung und Beton wird das Rissbildungsverhalten bestimmt. Textilbewehrter Beton zeigt gegenüber Stahlbeton eine sehr viel feinere Rissverteilung aufgrund der hohen spezifischen Oberfläche der textilen Bewehrung. Anforderungen an die Rissbreiten ergeben sich beim textilbewehrten Beton hauptsächlich aus der Anwendung. Die Sicherung einer bestimmten Rissbreite aus Gründen der Dauerhaftigkeit ist bei den verwendeten Bewehrungsmaterialien nicht notwendig.

7.2 Einflussgrößen

7.2.1 Allgemeines

In Abschnitt 6 wurden einige Versuche vorgestellt, das Tragverhalten durch theoretische Modelle zu beschreiben. Eines der wichtigsten Phänomene, das in den Modellen berücksichtigt werden muss, ist das komplexe Verhalten der Filamentgarne. Beim OH-Modell werden die Filamente in zwei Gruppen eingeteilt, die Randfilamente mit direktem Kontakt zur Matrix und die Kernfilamente, die nur Kontakt zu anderen Filamenten haben. Die Verbundeigenschaften an der Grenzfläche zwischen Filament und Matrix und zwischen den Filamenten sind bei handelsüblichen Filamentgarnen sehr unterschiedlich. Auszugversuche von MÄDER oder BANHOLZER mit einzelnen Filamenten in einer Zementmatrix zeigen, dass schon Verbundlängen von wenigen Millimetern ausreichen, um die durch ein Filament aufnehmbare Kraft zu verankern¹ [189, 59]. Bei den Dehnkörperversuchen konnte beobachtet werden, dass die Filamente eines Bündels oft mehrere Zentimeter aus der Bruchfläche hinausragen. In einzelnen Fällen reichten in den Dehnkörperversuchen Lasteinleitungslängen von 150 mm nicht aus, um ein Versagen durch Auszug der Fasern zu vermeiden. Das zeigt, dass die übertragbaren Verbundspannungen an den Grenzflächen zwischen Matrix und Glasfaser bzw. zwischen zwei Filamenten um deutlich mehr als eine Größenordnung auseinander liegen können.

Nach der Entstehung eines Risses im Beton werden über den Verbund die Kräfte in die Bewehrung eingeleitet. Wie in Abschnitt 6 gezeigt, kommt es aufgrund der Verbundeigenschaften zu unterschiedlichen Beanspruchungen in Kern- und Randfasern. Die (Rand-)Filamente mit den hohen übertragbaren Verbundspannungen erreichen höhere Dehnungen als die Kernfasern mit den viel kleineren übertragbaren Verbundspannungen. Das Versagen wird eingeleitet, wenn die höher beanspruchten Filamente versagen. Nach BURGOYNE & MILLS kann schon das Versagen sehr weniger Filamente das Versagen des Bündels einleiten [61].

Aus diesem Versagensmechanismus ist in den Forschergruppen in Aachen und Dresden abgeleitet worden, dass eine Verbesserung des inneren Verbundes zu einer Erhöhung der Festigkeit führt [190, 191]. Man geht davon aus, dass dadurch die Dehnungsunterschiede zwischen Kernfasern und Randfasern kleiner werden. Das ergibt sich auch durch das OH-Modell, siehe Bild 7.1. Rechts im Bild ist der innere Verbund besser, was durch einen steileren Verlauf der Dehnung der Kernfasern zum Ausdruck kommt. Die mittleren Dehnungen müssen aus Verträglichkeitsgründen gleich bleiben. Die maximale Dehnung der Kernfilamente steigt aber, d. h. im Riss steht eine höhere Tragfähigkeit zur Verfügung und die Festigkeit des Verbundwerkstoffes erhöht sich. Von den Verbundeigenschaften hängt es ab, wie die frei werdende Kraft beim Versagen eines Filaments auf die verbleibenden verteilt wird und wann das Versagen eines Filaments das Versagen des Bündels einleitet. Die streuende Festigkeit der Filamente ist sicher nicht ohne Einfluss auf diesen Versagensmechanismus.

¹Das bestätigen auch langjährige Erfahrungen mit Kurzfaserbeton. Übliche Kurzfasern haben eine Länge zwischen 5 und 25 mm. Damit wird sichergestellt, dass das Versagen durch Auszug der Fasern und nicht durch Erreichen der Festigkeit erfolgt. Durch den Auszug der Fasern wird die große Duktilität der Faserbetone gewährleistet.

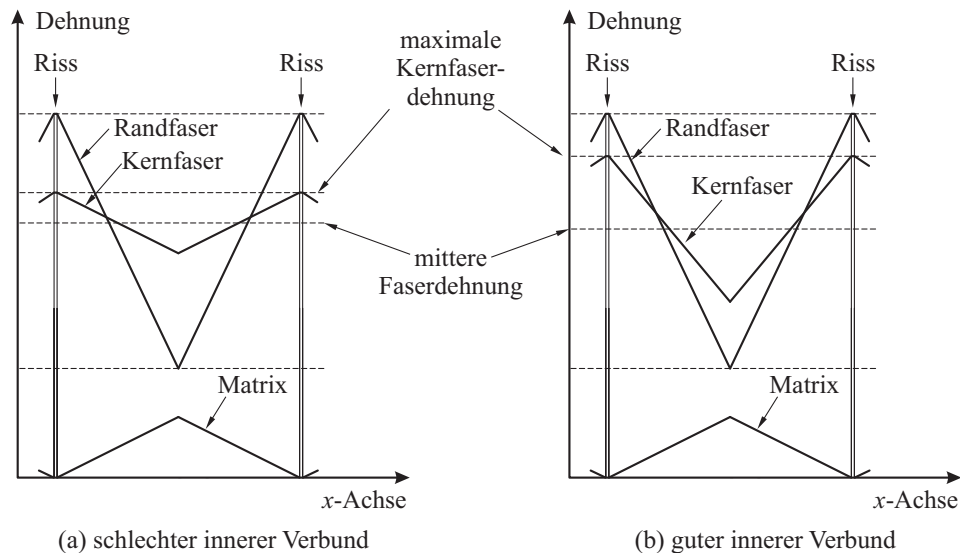


Bild 7.1: Dehnungsverlauf in Rand- und Kernfasern bei unterschiedlichen Verbundeigenschaften

Bezogen auf die Festigkeit ist das Optimum² erreicht, wenn der Verbund zwischen den Filamenten als starr angesehen werden kann. Bei Vernachlässigung der Schubverzerrungen haben dann alle Filamente die gleiche Dehnung. In der Praxis ist dieser Idealfall nicht realisierbar, aber für das Kriterium der Festigkeit ist es erstrebenswert, ihm so nahe wie möglich zu kommen.

Durch einen starren Verbund geht aber der textile Charakter der Bewehrung verloren. Für die Anwendung als Verstärkungsmaterial ist es notwendig, die Bewehrungen um Bauteilkanten herumzuführen. Wünschenswert ist auch eine gewisse Unempfindlichkeit gegen Knicken bei der Verarbeitung³. Bei gleichem Biegeradius sind die Beanspruchungen in einem Faserbündel mit starrem Verbund ungleich größer als bei den hier verwendeten Filamentgarnen. Die Spannungen im Querschnitt sind proportional zur Querschnittshöhe und bei starrem Verbund gehen die Außenabmessungen des Bündels ein, während bei sehr geringem inneren Verbund quasi die Abmessungen der einzelnen Filamente maßgebend sind. Aus dieser Perspektive ist der starre Verbund weit entfernt vom Optimum.

Diese zwei beispielhaften Kriterien zeigen, dass bei der Optimierung der textilen Bewehrung eine optimale, auf die Aufgabenstellung abgestimmte Kombination aller Kriterien gefunden werden muss.

²Ein Material, das eine optimale Ausrichtung der Fasern nahezu perfekt erreicht, sind im Pultrosionsverfahren hergestellte Faserverbundkunststoffe (FVK). FVK aus Glasfasern erreichen Festigkeiten bis zu 1600 N/mm^2 . Diese Werte geben gleichzeitig eine Orientierung, welche Festigkeiten sich mit textilen Bewehrungen erreichen lassen.

³Bei Sheets aus ultrahochmoduligen Carbonfasern (Elastizitätsmodul ca. $640\,000 \text{ N/mm}^2$) führt schon einmaliges Knicken zum Versagen der Fasern. Das Material ist unter praxisüblichen Bedingungen als extrem sensibel zu bezeichnen. Dazu kommt, dass das Teilversagen einzelner Bereiche der Sheets sehr leicht übersehen werden kann.

7.2.2 Einflüsse auf das Tragverhalten

Im Folgenden soll versucht werden, alle bisher bekannten Einflussgrößen auf das Tragverhalten von textilbewehrtem Beton zu beschreiben und aufzuzeigen, welche Effekte durch deren Veränderung zu erwarten sind. Die Darstellung erfolgt gegliedert nach den Filamentgarnen, der Bindung und den Querräden. Folgende – teilweise gegenläufige – Einflüsse sind bei der Entwicklung der textilen Strukturen zu berücksichtigen:

- **Filamentgarne**

- Der *innere Verbund* der meisten verwendeten Garne ist im Lieferzustand als nicht ausreichend zu bewerten. Die durch eine Verbesserung des inneren Verbundes erwarteten Effekte wurden oben schon erläutert. Es wird eine wesentlich höhere Ausnutzung des Festigkeitspotentials angestrebt.
- Der *äußere Verbund* zwischen den Glasfilamenten und der Matrix bestimmt maßgeblich das Rissbildungsverhalten. Bei unidirektionaler Bewehrung wurde durchweg ein sehr fein verteiltes Rissbild erreicht. Der äußere Verbund wird deshalb als ausreichend eingeschätzt und ist derzeit kein wesentliches Optimierungskriterium.
- Es gilt als sicher, dass die natürliche *Streuung der Filamentfestigkeiten* Einfluss auf die Tragfähigkeit hat, da das Versagen eines Rovings durch das Versagen von (wenigen) Filamenten eingeleitet wird. Geringe Streuungen der Filamentfestigkeit sind für die Tragfähigkeit der Rovings sicherlich vorteilhaft. Die statistischen Eigenschaften der Filamentfestigkeit sind durch die bei der Herstellung eingebauten Defekte festgelegt und werden vermutlich durch die textilphysikalische Verarbeitung nicht mehr beeinflusst. Es ist noch nicht geklärt, welche Bedeutung diese Materialeigenschaft im Bezug auf die Tragfähigkeit der textilen Bewehrung hat.
- Es wird angenommen, dass die gleichmäßige *Ausrichtung der Filamente* wesentlichen Einfluss auf die erreichbare Tragfähigkeit hat. Eine ungleichmäßige Ausrichtung (unterschiedliche Welligkeit) führt zu unterschiedlichen Dehnungen in den Filamenten. Das Versagen von hoch beanspruchten (geradlinig ausgerichteten) Filamenten leitet möglicherweise das Versagen des Rovings ein. Die Ausrichtung der Filamente wird maßgeblich durch die Herstellung beeinflusst. Beim Düsenziehverfahren werden üblicherweise etwa 200 Filamente aus einer Spinnöse gewonnen. Die hier verwendeten Feinheiten von 155 bis 2400 tex entstehen alle durch das Zusammenfassen der Filamente von mehreren Spinnstellen. An dieser Stelle wird die Ausrichtung der Filamente vorgegeben.
- Die *Querschnittsform* des Rovings bestimmt über die Menge der Kern- und Randfasern. Solange die unterschiedlichen Verbundeigenschaften zu unterschiedlichen Dehnungen von Kern- und Randfasern führen, wird angenommen, dass sich eine Reduzierung des Randfaseranteils günstig auf die Festigkeit der Rovings auswirkt. Die Form mit dem kleinsten Verhältnis von Querschnittsfläche zu Umfang ist der Kreis. Die meisten Filamentgarne zeigen im

Lieferzustand die Form einer sehr flachen Ellipse. Bei den Untersuchungen an Dünnschliffen wurde festgestellt, dass das Verhältnis der Radien Werte von 5 und darüber für viele Garne erreicht. Am Beispiel von NEG-ARG155-01 ist zu sehen, dass durch eine Drehung eine annähernd kreisförmige Geometrie erreicht werden kann.

- Die vorliegenden Ergebnisse zeigen, dass der innere Verbund und die *Packungsdichte* η_p in einem direkten Zusammenhang stehen. Die hygrischen Eigenschaften der Schlichte können sehr unterschiedliche sein. Vom Verfasser wird die Vermutung aufgestellt, dass starkes Quellen der Schlichte möglicherweise für die im Verbundwerkstoff beobachteten geringen Packungsdichten verantwortlich ist.

• Bindung / Nähfaden

- Der *Verbund zwischen Nähfaden und AR-Glass* ist so gering, dass er vernachlässigt werden kann. Es entsteht eine Verbundstörung an der Faser-Matrix-Grenzfläche, die zu einer Verringerung der Festigkeit führt. Der Mechanismus wird in Abschnitt 5.6.4 erläutert. Die Verbundstörung führt zu einer höheren Dehnung in den Filamenten, die von der Verbundstörung nicht betroffen sind.
- Durch die *umschnürende Wirkung des Nähfadens* werden bei nähgewirkten Gelegen die geometrischen Eigenschaften verändert. Das zeigen die Untersuchungen an Dünnschliffen im Abschnitt 5.8. Die Form wird verändert, die Packungsdichte erhöht und der Umfang verkleinert.
 - * Die *Form der Filamentgarne* wird durch die textile Verarbeitung kompakter. Das zeigen die abnehmenden Werte für das Verhältnis von Umfang zu Querschnittsfläche in Bild 5.41. Bei einer kompakten Form wird der Verbund zur Matrix „indirekter“. Dadurch steigen die Dehnungsunterschiede zwischen den Filamenten im Kern und am Rand, und die Festigkeit sinkt.
 - * Eine *Steigerung der Packungsdichte* erhöht die Tragfähigkeit, da die Dehnungsunterschiede der Filamente reduziert werden. Durch eine Erhöhung der Packungsdichte steigen die Anzahl der Kontaktpunkte bzw. die Größe der inneren Verbundfläche (Quantität des Verbundes). Die zur Erhöhung der Packungsdichte notwendige Kraft steigert die an den inneren Verbundflächen übertragbaren Spannungen (Qualität des Verbundes). Eine höhere Packungsdichte führt auch dazu, dass weniger Matrix in das Garnbündel eindringt.
 - * Die *Verkleinerung des Umfanges* bedeutet eine kleinere Anzahl Randfasern und eine geringere Verbundfläche zur Matrix. Eine kleinere Anzahl Randfasern ist von Vorteil, solange die Randfasern lange vor dem Erreichen des Bruchzustandes versagen. Eine geringere Verbundfläche hat größere Rissabstände und Rissbreiten zur Folge.
- Die Bindung führt zu einer *Abweichung von der geradlinigen Ausrichtung* der Filamentgarne in der textilen Strukturen. Die nach der Herstellung in den feinen, niedermoduligen Nähfasern verbleibenden Spannungen werden auf die Filamentgarne übertragen. Bei einzelnen Filamenten oder ganzen Garnen

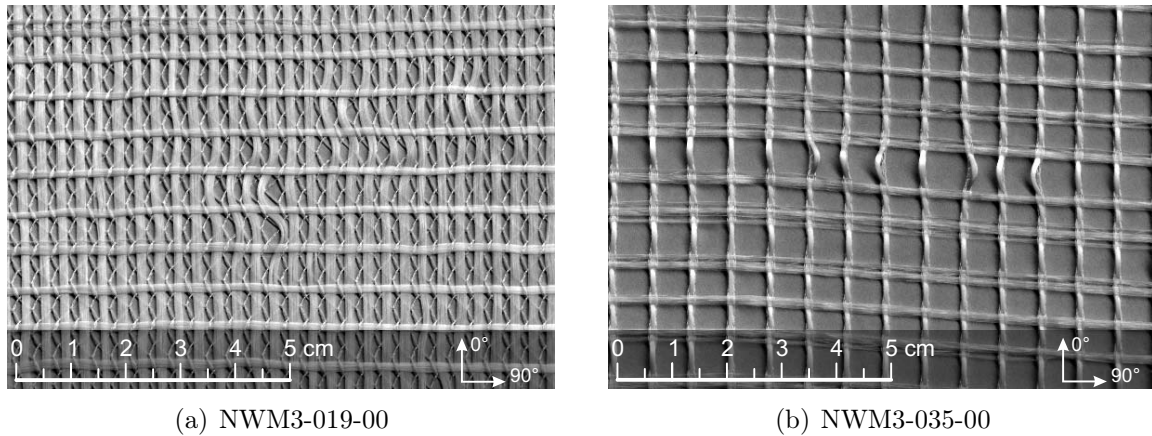


Bild 7.2: Stabilitätsversagen von Filamenten und Garnen führt zu einer welligen Struktur der Filamentgarne.

kann Stabilitätsversagen auftreten. Die Folge ist eine wellenförmige Struktur. In Extremfällen konnte Schlaufenbildung beobachtet werden (siehe Bild 7.2). Die Welligkeit einzelner Filamente hat vermutlich keine größeren Auswirkungen, die des Bündels ist eventuell Ursache für die größeren Verformungen bei einigen Textilien.

- Eine *Schädigung des Garnes* während der Verarbeitung ist unvermeidlich⁴. Bisher konnte aber noch nicht nachgewiesen werden, wie sich die Schädigungen auf das Tragverhalten auswirken. Da bei Verwendung einer textilen Struktur immer auch alle zuvor genannten Faktoren wirksam werden und sich mehr oder weniger überlagern, ist es praktisch sehr schwer, den Einfluss einer einzelnen Ursache zu beziffern. Das gilt auch für die Schädigung des Garns während der Verarbeitung.

• Querfaden

- An den Kreuzungsstellen mit den Querfäden sind gegenüber dem ungestörten Bereich andere *Verbundeigenschaften* anzutreffen. In Abschnitt 5.6.4 wird erläutert, dass im Kontaktbereich mit dem Querfaden die übertragbaren Verbundkräfte kleiner sind und diese Verbundstörung zu einer Verringerung der Festigkeit führt. Grundsätzlich gelten die oben gemachten Ausführungen zur Wirkung des Verbundes in Umfangs- und Längsrichtung auf die Festigkeit.

⁴Schädigung heißt, dass Filamente während der Verarbeitung versagt haben. Einige Filamente brechen, können seitlich abstehen und in den zahlreichen Umlenkstellen der Fadenführung hängen bleiben. Im Querschnitt können Filamente also sowohl gebrochen sein als auch auf einer gewissen Länge fehlen. Augenscheinliche Beobachtungen zeigen, dass fehlende Filamente nur in einer vernachlässigbaren Zahl auftreten. Zur Beurteilung der Zahl bzw. Auswirkung gebrochener Filamente haben OFFERMANN ET AL. vergleichende Untersuchungen an verarbeiteten und unverarbeiteten Multifilamentgarnen aus AR-Glas durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen, dass die Schädigung während der Verarbeitung zu einem Festigkeitsabfall von etwa 20 % führt [48]. Für den Kettfaden ist der Festigkeitsverlust geringer (etwa 2 %). Bei den Schussfäden entsteht die Schädigung etwa zu gleichen Teilen während des Legeprozesses und an der Wirkstelle [48].

Vermutlich ist die Höhe der Festigkeitsminderung von der Größe des Kontaktbereiches bzw. der Geometrie des Querfadens abhängig.

- Für die *Verankerung* der Bewehrung ist an dieser Stelle interessant, dass durch die Bindung ein kraftschlüssiger Verbund mit dem Quersfaden hergestellt wird. Dadurch können die Auszugkräfte erhöht werden. Dieser Effekt ist nicht zwingend von der Verwendung eines maschenbildenden Fadensystems abhängig. Auch Klebe- oder Schweißverbindungen können den Kraftschluss zwischen Längs- und Quersfaden herstellen.

7.2.3 Verarbeitungsrelevante Einflüsse

Für die Anwendung sind über die in dieser Arbeit untersuchten und im vorhergehenden Abschnitt beschriebenen Eigenschaften noch weitere Merkmale von Bedeutung. Die Abhängigkeit verschiedener Eigenschaften vom Alter des Werkstoffs (Dauerhaftigkeit) und von der Belastungsdauer (Dauerstandfestigkeit) bzw. der Belastungs-Zeit-Funktion sind beispielsweise nicht Bestandteil dieser Arbeit. Auf einige andere anwendungsrelevante Eigenschaften, die bei der Optimierung ebenfalls zu beachten sind, soll in diesem Abschnitt hingewiesen werden.

Für die Herstellung von Bauteilen mit profilierten Querschnitten oder die Verwendung als Verstärkung von Stahlbetonbauteilen an profilierten Querschnitten ist ein Mindestmaß an Verformbarkeit erforderlich. Für eine Erhöhung der Querkrafttragfähigkeit sollte die textile Bewehrung beispielsweise um die Querschnittskanten herumgeführt werden. Die dafür notwendigen Verformungen dürfen zu keinen nennenswerten Rückstellkräften führen, damit die mehrlagige Applikation nass-in-nass nicht gestört wird. Übliche Matrixsysteme ermöglichen eine Stabilisierung der Lage der Bewehrung nur in begrenztem Maß. Wünschenswert ist außerdem, dass die in der Bewehrung zusätzlich auftretenden Beanspruchungen im Krümmungsbereich nicht maßgebend für das Versagen werden. Die Biegesteifigkeit der Bewehrung und die Beanspruchungen in der Bewehrung werden durch zwei Faktoren beeinflusst, den inneren Verbund und die Höhe des Querschnitts. In dieser Hinsicht wirken sich flache Fasern und ein geringer innerer Verbund günstig aus.

Die von außen angreifenden Kräfte müssen auf die textile Bewehrung übertragen werden. Bei der Verstärkung von Stahlbetonbauteilen ist die Einleitung der Kräfte in die Verstärkungsschicht ein wesentlicher Punkt. Die dafür notwendige Kraftübertragung senkrecht zu Ebene der Bewehrung wird durch den Aufbau der textilen Strukturen signifikant beeinflusst. Aufgrund der vernachlässigbaren Kapazität der Filamentgarne zur Übertragung von Kräften in Querrichtung muss die textile Bewehrung als Fehlstelle in der Matrix angesehen werden. ORTLEPP führt zu dieser Frage umfangreiche Untersuchungen durch. Obwohl noch keine endgültigen Ergebnisse vorliegen, zeichnet sich ein näherungsweise linearer Zusammenhang zwischen der Tragfähigkeit senkrecht zur Ebene der textilen Bewehrung und dem in dieser Ebene vorhandenen Matrixanteil ab [70]. Nach den bisher vorliegenden Erkenntnissen ist ein Mindestanteil von mehr als 50 % für die Matrix anzustreben. Bei einem zu geringen Matrixanteil in der Ebene der textilen Bewehrung kann

es zu einem sogenannten interlaminaren Versagen in dieser Ebene kommen. Das sollte in der Praxis vermieden werden.

Der Matrixanteil in der Ebene der textilen Bewehrung kann durch den Fadenabstand und durch die Breite der Bewehrungsfäden beeinflusst werden. Nach ORTLEPP stellt bei der Bindung Trikot auch der Nähfaden eine Fehlstelle dar. Für eine hohe Tragfähigkeit senkrecht zu Ebene der textilen Bewehrung sind folglich ein großer Fadenabstand und die Wahl von besonders kompakten Garnen günstig. Natürlich würde auch eine Verbesserung der Festigkeit der Fasern in Querrichtung von Vorteil sein.

Aus wirtschaftlichen Gründen wird man immer bestrebt sein, mit so wenig wie möglich Bewehrungslagen auszukommen. Gefordert ist eine möglichst hohe Tragfähigkeit einer textilen Bewehrungslage. Die Tragfähigkeit kann durch die Materialmenge und die Festigkeit der Garne beeinflusst werden. Aufgrund der Forderungen nach Mindestabständen bzw. einer Mindestöffnungsweite sind der Anzahl der Garne pro Bewehrungslage Grenzen gesetzt. Die Festigkeit kann ebenfalls nur bis zu einem gewissen Maß gesteigert werden. In Frage kommt noch die Wahl von Fasern mit höheren Festigkeiten, z. B. Carbonfasern. Mit der Zusammenfassung von mehreren Rovings in einem Faden kann die Bewehrungsmenge ebenfalls noch gesteigert werden. Versuchsergebnisse zeigen aber eine sehr unterschiedliche Effektivität gefachter Garne. In eigenen Untersuchungen konnte kein wesentlicher Einfluss auf die Festigkeit festgestellt werden. HEGGER ET AL. berichten allerdings von einer Halbierung der Festigkeit bei einer Bündelung von zwei Garnen.

7.2.4 Lösungsstrategie

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass für eine hohe Festigkeit kompakte Faserquerschnitte mit möglichst gutem inneren Verbund günstig sind. Sollen die Textilien um Querschnittskanten geführt werden, ist eine geringe effektive Höhe in Richtung des Biegeradius günstig. Diese kann durch eine flache Form des Querschnitts oder einen geringen Verbund zwischen den Filamenten erreicht werden. Für die Verankerung ist ein guter Verbund zur Matrix und eine kraftschlüssige Verbindung mit den Querräden vorteilhaft. Für die Verarbeitung ist dagegen eine gewisse Verschiebbarkeit an den Knotenstellen notwendig, um Eigenspannungen im Textil abzubauen bzw. zu vermeiden.

Es handelt sich in jedem Fall um eine Optimierungsaufgabe mit mehreren Einflussparametern. Deren Lösung ist vergleichsweise schwierig, da bis heute nur ein Bruchteil der Einflussgrößen in den Modellen erfasst ist. Vordringliches Interesse gilt der Festigkeit der textilen Bewehrungen, da hier scheinbar die größten Unterschiede zwischen den Eigenschaften der existenten textilen Bewehrungen und dem vermutlichen Leistungspotential bestehen. Vermutlich deshalb, weil bisher nicht bekannt ist, welcher Wert für die Festigkeit erreicht werden kann.

Die Einflussgrößen auf die Festigkeit des Verbundwerkstoffes wurden bereits weiter vorn diskutiert. Eine Verbesserung des inneren Verbundes wird von den Forschergruppen um CURBACH und HEGGER generell als Vorzugslösung favorisiert. Es wird die Hypothese vertreten, dass mit einer Verbesserung des inneren Verbundes die Beanspruchungen auf die Filamente gleichmäßiger verteilt werden und so die Tragfähigkeit der Faserbündel erhöht werden kann. Für die Umsetzung kommen verschiedene Methoden in Frage:

1. die Applikation einer geeigneten Schlichte bei der Herstellung der Filamentgarne (Primärschlichte);
2. die Applikation einer zweiten, sekundären Imprägnierung der Filamentgarne (Sekundärschlichte);
3. eine Modifikation der fertigen textilen Strukturen durch folgende Verfahren:
 - a) Imprägnieren,
 - b) Sprühbeschichten und
 - c) Thermofixieren.

Die beiden erstgenannten Möglichkeiten sind nach Meinung des Verfassers eher theoretischer Natur, nicht wegen ihrer technischen Umsetzbarkeit, sondern wegen der Anforderungen, die an das Produkt gestellt werden. Die textile Verarbeitung erfordert Fadeneigenschaften, die zu denen in der fertigen Bewehrung konträr gehen. Für die textile Verarbeitung sind bspw. geringe Reibung (Verbund) und niedrige Steifigkeit gewünscht. Mit der Beschichtung soll aber das Gegenteil erreicht werden, namentlich ein guter innerer Verbund. Der führt aber zu einer Erhöhung der Steifigkeit bei den schon ohnehin schwierig zu verarbeitenden Garnen. Aus diesem Grund werden das Auftragen einer Schlichte und die Sekundärbeschichtung von Garnen im SFB 528 nur im Labormaßstab untersucht, weil dies ohne den Aufwand der textilen Verarbeitung eine Aussage über die Wirkung einer bestimmten Rezeptur für die Schlichte/Beschichtung ermöglicht.

7.3 Erste Ergebnisse

In Dehnkörperversuchen wurde das Tragverhalten von Textilbeton mit manipulierten textilen Strukturen untersucht. Verglichen werden die Imprägnierung, die Sprühbeschichtung und die Thermofixierung. Details für die zur Imprägnierung und Sprühbeschichtung verwendeten Substanz „2b“ finden sich bei MÄDER [59]. Zum Vergleich wurden die Textilien auch mit einem handelsüblichen Epoxidharz imprägniert.

Mit der Imprägnierung wird eine vollständige Durchdringung der Filamentgarne angestrebt, während bei der Sprühbeschichtung die Suspension ohne Werkzeugkontakt aus einiger Entfernung versprüht wird und nur durch Kapillarkräfte in das Innere des Bündels gelangen kann. Als Thermofixierung wird das Pressen bei 0,4 Mpa und einer Temperatur von ca. 285 °C für ca. 5 Minuten bezeichnet. Unter diesen Bedingungen schmilzt der Nähfaden auf und verbindet sich mit den äußeren Schichten der Filamentgarne.

Die Bilder 7.3 und 7.4 zeigen rechnerische Faserbruchspannungen aus Dehnkörperversuchen. Es handelt sich in allen Fällen um orthogonale Strukturen mit NEG-ARG620-05 im Abstand von 10,5 mm in Kettrichtung und verschiedenen Garnen in Schussrichtung im Abstand von 7,2 mm. Als Bindung wurde in allen Fällen Trikot-gegenlegig verwendet. Die Stichtlänge ist den Eigenschaften der Rovings angepasst und bei geringeren Feinheiten kleiner als bei größeren Feinheiten. Das Bild 7.4 ist dabei besonders interessant,

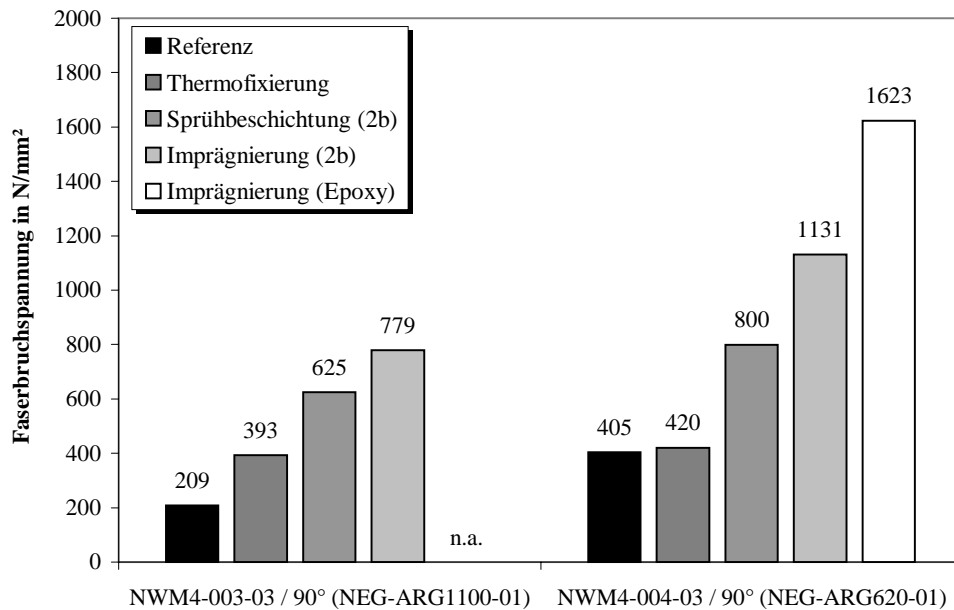


Bild 7.3: Vergleich der rechnerischen Faserfestigkeiten für verschiedene Textilien und Beschichtungsverfahren

weil dieses Textil das Garn NEG-ARG620-05 sowohl in Kett- als auch in Schussrichtung enthält. Das erlaubt die Beurteilung der Wirkung einer Beschichtung auf Kett- und Schussrichtung.

Es kann vermerkt werden, dass sich die Festigkeit in der Mehrzahl der Fälle positiv entwickelt. Die Erhöhung der Tragfähigkeit fällt von Fall zu Fall sehr unterschiedlich aus, sie ist aber bei der Thermofixierung weniger ausgeprägt als bei der Sprühbeschichtung und bei der Imprägnierung schon als imposant zu bezeichnen. Bild 7.3 und die linke Hälfte von Bild 7.4 zeigen vor allem, wie unterschiedlich der Effekt durch die verschiedenen Methoden zur Verbundverbesserung ausfällt. Die Thermofixierung zeigt bei den 620tex Garnen eine vernachlässigbare Wirkung, während sie bei 1100tex etwa zu einer Verdoppelung der Tragfähigkeit führt. Bei der Sprühbeschichtung ergibt sich ebenfalls kein eindeutiges Bild. In Bild 7.4 ist die Wirkung gering bis vernachlässigbar. Bei 1100tex ist die Erhöhung der Festigkeit deutlich, bei NEG-ARG620-01 ist das Niveau der Tragfähigkeit mit der Imprägnierung vergleichbar.

Bild 7.4 zeigt außerdem, dass die Tragfähigkeitserhöhung für die Kettrichtung größer ist als für die Garne in der Schussrichtung. In Abschnitt 5.6.4 wurde erläutert, dass die durch die Nähfäden verursachte Verbundstörung zu einer Reduzierung der Festigkeit führt. Offenbar verliert dieser Einfluss stark an Bedeutung. Bei einer Imprägnierung erreichen die Garne in Kett- und Schussrichtung etwa die gleiche Festigkeit.

Der Vergleichsversuch mit einer Epoxydharzimprägnierung erreicht eine Festigkeit von etwa 1600 N/mm^2 und zeigt das Potential der Filamentgarne auf. Gegenüber dem unbeschichteten Textil wurde die Tragfähigkeit vervierfacht(!) und liegt etwa 20% über der Festigkeit des Garns bei etwa 80% der Filamentfestigkeit. Mit dem gegenwärtigen Stand des Wissens lässt sich nicht beurteilen, wie nahe diese Festigkeit am theoretisch erreichbaren Optimum liegt, da bisher keines der vorgestellten Modelle den Versagens-

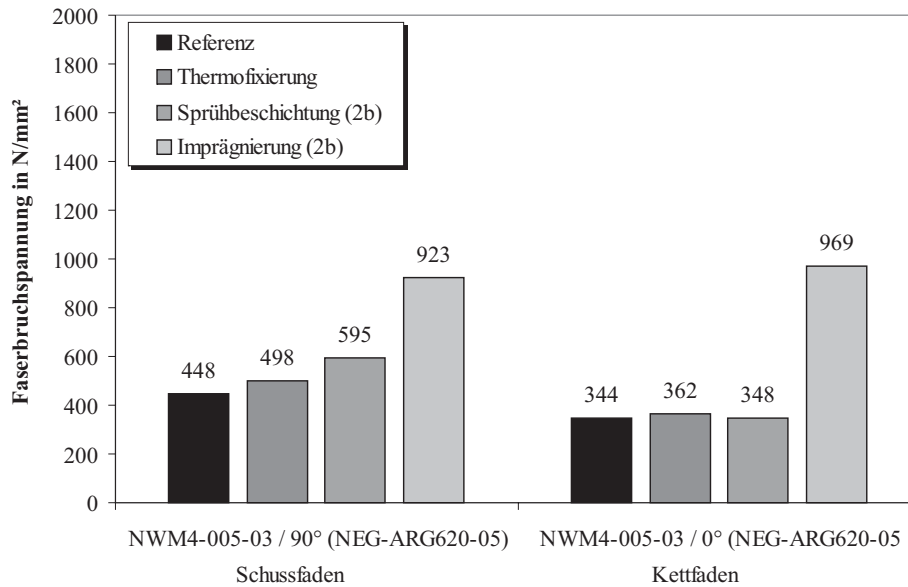


Bild 7.4: Vergleich rechnerischer Faserfestigkeiten für Kett- und Schussfäden bei NWM3-005-03 und verschiedenen Beschichtungsverfahren

mechanismus mit allen maßgebenden Parametern abbilden kann. Die Hypothese, dass die Festigkeit durch die Verbesserung des inneren Verbundes gesteigert wird, kann damit aber als bewiesen angesehen werden. Als entscheidender Nachteil der epoxydharzimprägnierten Strukturen ist deren hohe Steifigkeit zu nennen. Der textile Charakter ist nicht mehr erkennbar. Die Verwendung für profilierte Geometrien ist in dieser Form nicht möglich.

Auch Untersuchungen Dritter zur Beschichtung fertiger Strukturen konnten ähnlich positive Wirkungen feststellen. SCHORN [192] berichtet von um den Faktor zwei höheren Versagenslasten bei mit Kunststoffen imprägnierten textilen Strukturen an Biegeversuchen. RAUPACH ET AL. [193] berichten von ähnlichen Ergebnissen. WALK-LAUFFER ET AL. [194] haben polymermodifizierten Beton, polymerimprägnierte Textilien und die Kombination beider Möglichkeiten untersucht. Die imprägnierten Textilien erreichten eine deutlich höhere Tragfähigkeit. Bei polymermodifiziertem Beton konnte die Tragfähigkeit weniger stark erhöht werden. Die Spannungs-Dehnungs-Linien deuten auf ein größeres Rissbild hin, was mit schlechteren Verbundeigenschaften gleichsetzbar ist. In der textilphysikalischen Prüfung konnte ebenfalls eine Festigkeitssteigerung festgestellt werden. Auf die Steifigkeit der Garne hatte die Imprägnierung keinen Einfluss.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass sich die Verbesserung des inneren Verbundes in jedem Fall positiv auf die Tragfähigkeit auswirkt. Es wird in der Praxis verschiedene Anwendungen geben, bei denen die mit einer hohen Tragfähigkeit bisher verbundene hohe Steifigkeit der Bewehrungsstrukturen nicht akzeptabel ist. Insofern bestätigt sich der im Abschnitt 7.2.2 gezogene Schluss, dass bei der Optimierung der textilen Strukturen außer der Festigkeit noch andere Kriterien zu berücksichtigen sind.

Offensichtlich hat auch die Verbesserung des Verbundes zwischen dem Nähfaden und dem Garn eine positive Auswirkung auf das Tragverhalten. Möglicherweise geht auch mit der Verbesserung des inneren Verbundes die Bedeutung der Verbundstörungen durch Nähgarn und Querfäden zurück. Ein guter Verbund zwischen Nähfaden und Garn fördert die Übertragung von Verbundkräften durch Formschluss. Diese Art der Kraftübertragung ist duktiler und besser kontrollierbar als reiner Adhäsionsverbund.

Erfahrungen mit Faserverbundkunststoffen zeigen, dass auch bei einem sehr guten inneren Verbund die Beanspruchungen durch den Verbund entscheidenden Einfluss auf die Tragfähigkeit haben können (siehe z. B. NOISTERNIG[195]). Auf die Verbundeigenschaften textiler Bewehrungen übertragen heißt das, dass diese so gestaltet werden sollten, dass die Kräfte sowohl in Längsrichtung als auch in Umfangsrichtung gleichmäßig eingetragen werden, um hohe lokale Beanspruchungen zu vermeiden. Denn der Bruch von Faserbündeln kann durch das Versagen weniger Einzelfasern ausgelöst werden.

8 Zusammenfassung, offene Fragen und Ausblick

8.1 Zusammenfassung

Auf der Basis von experimentellen Untersuchungen wurde das Tragverhalten von unidirektionalen und textilen Bewehrungen aus Filamentgarnen in einer Feinbetonmatrix reflektiert. Als experimentelle Technik fand der zentrische Zugversuch an Dehnkörpern Anwendung. Eine sorgfältige Analyse des Versuchsaufbaus kam zu dem Ergebnis, dass das Verhalten im Zustand I und der theoretische Erstriss aufgrund zahlreicher Mängel nicht direkt erfasst werden können. Es besteht der Verdacht, dass Störungen aus der Lasteinleitung die Bruchlast verfälschen. Dieser Einfluss kann aber vermutlich vernachlässigt werden. Als Ergebnisse der Versuche liegen Spannungs-Dehnungs-Linien vor.

Für die Untersuchung der Verbundeigenschaften war die Bestimmung des Umfanges der Garne notwendig. Ein von PURNELL entwickeltes Verfahren basiert auf der digitalen Bildanalyse von Aufnahmen an Dünnschliffen. Zahlreiche Größen, wie der Abbildungsmaßstab und die optischen Verhältnisse, beeinflussen das Messergebnis erheblich und wurden bisher nicht berücksichtigt. Als wichtigste Einflussgrößen wurden der Abbildungsmaßstab, die optischen Bedingungen bei der Aufnahme und materialbedingte Störungen gefunden. Der genaue Umfang kann mit den heute zur Verfügung stehenden Mitteln nur durch sehr großen Aufwand bestimmt werden, da die Auflösung quasi unendlich sein muss. Aus der Maßstabsabhängigkeit wurde ein unterer Grenzwert bestimmt, der mit üblicher Laborausstattung ohne Probleme erreicht werden kann. Der entwickelte Algorithmus kann diese Einflüsse eliminieren und ermöglicht die Bestimmung der Länge des mit der Matrix im Verbund stehenden Umfanges ohne subjektive Einflüsse. Es wurden Randbedingungen genannt, die die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse gegenüber bekannten Lösungen stark verbessern.

Eine neu entwickelte Methode für die Rissdetektierung erlaubt das sichere Erkennen von während der Belastung entstandenen sehr feinen Rissen nach der Entlastung der Probe. Sie basiert auf der Versiegelung der Oberfläche vor der Belastung. Eine nach der Belastung auf der Oberfläche einwirkende pigmentierte Tinte kann nur an den Rissen in die Probe eindringen. Auf der versiegelten Oberfläche wird die Tinte entfernt und die Risse werden deutlich sichtbar.

Das Tragverhalten von Bewehrungen aus unidirektionalen Fasern und Filamentgarnen wird im Dehnkörperversuch unter einaxialer Zugbelastung untersucht. Grundsätzlich zeigt der Verbundwerkstoff das vom Stahlbeton bekannte Verhalten mit den Zuständen I (ungerissen), IIa (Rissbildung) und IIb (abgeschlossene Rissbildung). Einen Zustand III gibt es nicht, denn die verwendete Bewehrung aus AR-Glas besitzt kein plastisches Arbeitsvermögen. In umfangreichen Versuchen zum Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Verbundwerkstoffes sind zahlreiche Phänomene festzustellen. Auf der Grundlage einfa-

cher Modellvorstellungen wird versucht, den mechanischen Hintergrund dieser Phänomene zu analysieren.

Zunächst wurde das Verhalten unidirektional bewehrter Dehnkörper eingehend untersucht. Das Spannungs-Niveau bei Rissbildung zeigt eine deutliche Abhängigkeit vom Faservolumengehalt und kann mit der Elastizitätstheorie nicht erklärt werden. Bruchmechanische Ansätze ermöglichen eine Deutung der beobachteten Rissunterdrückung.

Im Zustand IIb wird an den Dehnkörpern ein Defizit der Dehnsteifigkeit gegenüber den Vorhersagen theoretischer Modelle festgestellt. Der Verfasser stellt die Hypothese auf, dass das mit dem Versagen von Randfilamenten erklärt werden kann. Durch Vergleichsversuche mit kompakten Fasern, bei denen dieser Effekt nicht auftritt, wird diese Erklärung abgesichert. Zur Beschreibung dieses Effektes wird ein Bündelfaktor k_B eingeführt, der als Anteil wirksamer Fasern zu interpretieren ist.

Die Tragfähigkeit des unidirektional bewehrten Verbundwerkstoffs zeigt einen sehr großen Wertebereich. Als maßgebende Einflussgröße werden die Verbundeigenschaften zwischen den Filamenten nachgewiesen. Das Versagen des Verbundwerkstoffs ist als sehr spröde zu bezeichnen. Der Versagensmechanismus der Filamentgarne ist sehr komplex und kann bisher durch kein Modell beschrieben werden. Aus Arbeiten Dritter ist bekannt, dass das Versagen von Faserbündeln durch das Versagen einiger weniger Filamente eingeleitet wird und von dem außerordentlich komplexen Zusammenwirken und den Verbundeigenschaften der meist mehreren hundert Filamente abhängt.

Bei Verwendung textiler Bewehrungen aus Filamentgarnen verändert sich das Tragverhalten zum Teil deutlich, einige neue Phänomene kommen hinzu. Aufgrund der sehr begrenzten Kapazität der Querräden zur Kraftübertragung in Querrichtung wirken sie wie eine Querschnittsschwächung der Matrix. Während die Auswirkungen von unidirektionaler Bewehrung auf die Steifigkeit im Zustand I vernachlässigt werden können, ist bei textiler Bewehrung eine Steifigkeitsabnahme zu beobachten, die sich auch bei Berücksichtigung der Querschnittsschwächungen durch die Querräden mit der Festigkeitstheorie nicht erklären lässt. Die Querschnittsschwächung durch die Querräden führt zu einer ausgeprägten Absenkung des Spannungsniveaus während der Rissbildung, wobei sich dieser Effekt mit der bei den unidirektionalen Fasern beobachteten Rissunterdrückung überlagert.

Die Verbundeigenschaften der textilen Bewehrung sind in allen Fällen schlechter als die der entsprechenden unidirektionalen Bewehrung. Als Ursache wurden Veränderungen der Garngeometrie durch die textile Verarbeitung und die Störung des Verbundes durch den beim Nähwirkverfahren unverzichtbaren Nähfaden und die Querräden benannt. Das Dehnsteifigkeitsdefizit im Zustand IIb ist tendenziell geringer als bei unidirektionaler Bewehrung. Während der textilen Verarbeitung erhalten die Garne eine kompaktere Struktur mit einem deutlich kleineren Umfang. Dadurch stehen weniger Filamente im direkten Verbund mit dem Beton. Das heißt, es gibt weniger Randfilamente, die während der Rissbildung versagen.

Die Festigkeit des textilbewehrten Betons liegt bis auf wenige Ausnahmen zum Teil deutlich unter den Vergleichsmaterialien mit unidirektionaler Bewehrung. Nach der Hypothese des Verfassers führen die Verbundstörungen durch Querräden und Nähgarn zu

unterschiedlichen Beanspruchungen der Filamente in den Garnen. Filamente ohne Verbundstörung erhalten größere Maximaldehnungen und führen zu einem früheren Versagen der Faserbündel. Die Dehnungen des textilbewehrten Betons sind nach Abschluss der Rissbildung zum Teil deutlich größer als bei dem Vergleichsmaterial aus unidirektionaler Bewehrung. Begründet wird dieses Verhalten durch eine Abweichung der Garne von der geradlinigen Ausrichtung. Die wellige Struktur wird nach der Rissbildung zunächst gerade gezogen, bevor die Bewehrung die einwirkenden Kräfte übernehmen kann. Dadurch vergrößern sich die Verformungen z. T. deutlich.

Aufbauend auf den experimentellen Beobachtungen und den mechanischen Hintergründen für die beobachteten Phänomene wird für jeden Abschnitt der Spannungs-Dehnungs-Linie eine Liste von Einflussgrößen genannt. Nach Meinung des Verfassers müssen diese bei der Entwicklung von theoretischen Modellen zwingend berücksichtigt werden, um eine den in der Praxis auftretenden Mechanismen adäquate Abbildung zu erreichen. Die einzelnen Einflussgrößen sind mit einer – zugegebenermaßen durch persönliche Erfahrung geprägten – Wertung für die Bedeutung versehen. Für viele der genannten Einflussgrößen ist bisher nicht bekannt, in welchem Umfang sie das Tragverhalten beeinflussen, weil eine separate Untersuchung mit experimentellen oder theoretischen Methoden bisher nicht erfolgt bzw. mangels geeigneter Methoden noch nicht möglich ist.

Bei den verfügbaren theoretischen Modellen kann eine große Bandbreite von sehr einfachen bis zu relativ komplexen Lösungsvorschlägen festgestellt werden. Einfache Modelle – z. B. das ACK-Modell – verwenden grobe Idealisierungen und können die meisten beobachteten Phänomene nicht berücksichtigen. Bei komplexen Modellen steigt der Realisierungsaufwand, aber die Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen wird scheinbar deutlich besser. Scheinbar, weil die Eignung der Modelle nur eingeschränkt gegeben ist und die Eingangsparameter nicht vollständig plausibel sind bzw. sich bisher einer Überprüfung entziehen. Alle verfügbaren Modelle haben ab einer bestimmten Komplexität eine Anzahl von freien Parametern, denen bestimmte Werte zugewiesen werden müssen. Das Problem liegt in der Beschaffung dieser Werte und der Prüfung der Ergebnisse. So werden mit einigen Modellen sehr gute Übereinstimmungen mit den Versuchsergebnissen erreicht, aber die Werte von sehr gut bekannten Eingangsgrößen weichen um den Faktor drei bis vier von den in der Simulation gewählten Werten ab. Solche Differenzen sind nicht plausibel und weisen auf bestehende Defizite in der Modellbildung hin.

Diese Arbeit erhebt keinen Anspruch auf Vollständigkeit. Mit Hilfe umfangreicher experimenteller Untersuchungen wurde versucht, verschiedene Phänomene des Tragverhaltens von textilbewehrtem Beton zu benennen und deren Ursachen anhand einfacher Modellbetrachtungen zu erklären. Dabei wurde besonderen Wert auf die Trennung der zahlreichen Einflüsse gelegt. Im Ergebnis dieser Bemühungen konnten einige bisher wenig oder nicht bekannte Eigenschaften im Tragverhalten nachgewiesen werden.

8.2 Offene Fragen und Ausblick

Diese Arbeit konnte einige Probleme nicht lösen, auf die im Folgenden eingegangen wird, um damit weitere Forschungsarbeiten anzuregen.

Sowohl an unidirektional bewehrten Dehnkörpern als auch an solchen aus Textilbeton wurde der Effekt der Rissunterdrückung nachgewiesen. Die Rissunterdrückung war in allen Fällen sichtbar, aber unterschiedlich stark ausgeprägt. Am Textilbeton ist der Nachweis der Einflussgrößen schwierig, weil sich Rissunterdrückung und -initiation an den Querschnittsschwächungen durch die Querräden überlagern. Aber auch bei den unidirektionalen Proben mit verschiedensten Fasern war nicht eindeutig zu erkennen, von welchen Faktoren die Stärke dieses Effektes abhängig ist. Im Zuge der Eignungsprüfung der zitierten Modelle von KORCZYNSKYI ET AL. und HUGHES wären ergänzende experimentelle Untersuchungen anzustreben.

Die in dieser Arbeit angewandte Methode zur Untersuchung der Verbundeigenschaften über das Rissbild und einfache Modellannahmen ist nicht in der Lage, die Verbundeigenschaften der textilen Bewehrung zu ermitteln, da die Rissbildung überwiegend durch die Querräden initiiert wird und weniger durch die Verbundeigenschaften der Bewehrung. Sichtbares Zeichen für diesen Effekt ist die oft reine primäre Rissbildung. Wünschenswert wäre eine Methodik, die das Verbundverhalten der textilen Bewehrung unabhängig von der Rissbildung charakterisieren kann. Möglicherweise bieten Auszugversuche eine Lösung dieses Problems.

Das Steifigkeitsdefizit im Zustand IIb wurde mit dem Versagen von Randfasern erklärt und zur Beschreibung des Effektes der Bündelfaktor k_B eingeführt. Die Versuchsergebnisse zeigen eine nicht vernachlässigbare Abhängigkeit dieses Faktors vom Faservolumengehalt. Teilweise konnte dieser Effekt auf die Schwierigkeiten bei der Detektion eines ungestörten Zustandes IIb bei niedrigen Faservolumengehalten zurückgeführt werden. Die darüber hinaus aufgestellten Vermutungen in Abschnitt 4.7.2 bedürfen einer Überprüfung.

Die Tragfähigkeit im Bruchzustand ist von besonderem Interesse für die praktische Anwendung. Die Festigkeiten der verschiedenen untersuchten Fasern überstreichen einen relativ großen Wertebereich. In dieser Arbeit wurde versucht, die Einflussfaktoren auf die Festigkeit des Verbundwerkstoffes möglichst vollständig zu benennen. Mit Hilfe des OH-Modells konnten Hinweise für eine Optimierung durch Verbesserung des inneren Verbundes abgeleitet werden, die durch die ersten vorliegenden Ergebnisse bestätigt werden. Unabhängig davon ist der Versagensmechanismus bisher erst ansatzweise verstanden worden. Es ist noch nicht gelungen, die Bedeutung der verschiedenen Einflussfaktoren und ihre gegenseitige Beeinflussung in einem Modell darzustellen. Gelingt das, wäre ein strategisches Vorgehen bei der Optimierung möglich. Solange ist ein Rückgriff auf die Nachrechnung vorliegender Versuchsergebnisse notwendig.

Zur Unterstützung der Modellbildung wurden für jeden Punkt der Spannungs-Dehnungs-Linie als Ergebnis dieser Arbeit die wesentlichen Einflussfaktoren zusammengestellt und bewertet. Die verfügbaren Modelle sind mit zunehmender Komplexität in der Lage, in immer besseren Maße die im Verbundwerkstoff ablaufenden Mechanismen realitätsnah zu berücksichtigen. Mit der Komplexität steigt die Zahl der freien Parameter an. In den verfügbaren Modellen sind diese wesentlichen Mechanismen noch nicht vollständig berücksichtigt. Trotzdem zeigen die Simulationen schon oft eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen. Bei der Beurteilung der Modellqualität sollte neben der Übereinstimmung der Simulationsergebnisse mit den Versuchen auf eine äußerst kriti-

schen Prüfung der getroffenen Annahmen geachtet werden. Auf der Seite der Ergebnisse können zusätzliche Informationen wie z. B. die statistischen Eigenschaften der Bruchlast aus Versuch und Simulation helfen, die Qualität des Modells zu bewerten.

9 Literaturverzeichnis

- [1] CURBACH, M. et al.: Sachstandbericht zum Einsatz von Textilien im Massivbau. In: *Deutscher Ausschuß für Stahlbeton, Heft 488*. Berlin : Beuth Verlag, 1998
- [2] WU, H.-C.; LI, V. C.: Trade-off Between Strength and Ductility of Random Discontinuous Fiber Reinforced Cementitious Composites. *Cement & Concrete Composites* 16 (1994), S. 23–29
- [3] ZHANG, J.; LI, V. C.: Influence of Fibres on Drying Shrinkage of Fibre-Reinforced Cementitious Composite. *Journal of Engineering Mechanics* 127 (2001), Nr. 1, S. 37–44
- [4] HIRAI, T.: Use of Continuous Fibers for Reinforcing. *Concrete International* 14 (1992), S. 58–60
- [5] HALM, J.: Herstellung profilierter GFB-Elemente. In: FACHVEREINIGUNG FASERBETON E. V. (Hrsg.); TECHNISCHE UNIVERSITÄT BERLIN (Hrsg.): *Symposium Glasfaserbeton – Neubau, Bauwerkserhaltung, Umwelt am 16./17. Mai 1995, Berlin, 2. Tag*. Birkenstr. 6, Düsseldorf : Fachvereinigung Faserbeton, 1995, S. 23–32
- [6] PACHOW, U.: DURAPACT eine Prozeßtechnologie zur kostengünstigen, kontinuierlichen Herstellung von Glasfaserbetonprodukten. In: *International Congress GRC 98, Congress Preprints, Session 2*. Düsseldorf : Durapact GmbH, 1998. – Session 2, Paper 1
- [7] N. N.: Ein 50 Jahre altes Schiff aus Eisenbeton. *Beton & Eisen* 2 (1903), S. 82
- [8] NAAMAN, A. E.: *Ferrocement & Laminated Cementitious Composites*. P. O Box 131038 (528 Green Road), Ann Arbor, Michigan 48105, USA : Techno Press 3000, 2000
- [9] KOLSCH, H.: Eine Laminatbeschichtung aus Kohlenstoffgeweben und Zementmatrix zur Mauerwerksverstärkung. *Bauen mit Textilien* 2 (1998), Nr. 2, S. 13–18
- [10] KOLSCH, H.: Carbon Fiber Cement Matrix (CFCM) Overlay System for Masonry Strengthening. *Journal of Composites for Construction* 2 (1998), Mai, S. 105–109
- [11] HANNANT, D. J.: A comparison of severe hailstorm damage on two types of fibre-reinforced cement roofing sheets. *Composites* 25 (1994), S. 243–245
- [12] FRIEDRICH, Th.: Produktionsverfahren zur seriellen Herstellung dünnwandiger dreidimensionaler Bauteile mit textiler Bewehrung. In: HEGGER, J. (Hrsg.): *Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532*. Mies-van-der-Rohe-Straße 1, 52074 Aachen : Eigenverlag, 15.–16.Februar 2001, S. 327–334

- [13] ZIA, P.; AHMAD, S. H.; GARG, R. K.; HANES, K.: Flexural and Shear Behavior of Concrete Beams Reinforced with 3-D Continuous Carbon Fiber Fabric. *Concrete International* 16 (1994), S. 48–52
- [14] AHMAD, S. H.; ZIA, P.; YU, T.; XIE, Y.: Punching Shear Tests of Slabs Reinforced with 3-D Carbon Fiber Fabric. *Concrete International* 16 (1994), Nr. 6, S. 36
- [15] WÖRNER, J.-D.; ILGMEIER, P.: Bericht über die an der THD durchgeführten Versuche zur oberflächennahen Bewehrung. 1996. – Technische Universität Darmstadt, unveröffentlicht
- [16] WÖRNER, J.-D.; DEUSSER, S.: Oberflächennahe Textilbewehrung im Stahlbetonbau. In: *Vortrags-Nr.: 421, 8. Internationales Textextil-Symposium 1997*, 1997, S. 1ff.
- [17] WÖRNER, J.-D.; DEUSSER, S.: Oberflächennahe Textilbewehrung im Stahlbetonbau. *Bauen mit Textilien* 1 (1998), Nr. 1, S. 18–22
- [18] DUGAS, M.; WEISE, St.: *Textilbewehrter Beton*. Dresden, Technische Universität Dresden, Institut für Tragwerke und Baustoffe, Lehrstuhl für Massivbau, Diplomarbeit Nr. D763, 1997
- [19] BENTUR, A.; MINDESS, S.: *Fibre Reinforced Cementitious Composites*. London and New York : Elsevier Applied Science, 1990
- [20] CURBACH, M.; JESSE, F.: Experimentelle Ermittlung des einaxialen Stoffgesetzes von textilbewehrtem Beton. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Arbeitsbericht des Sonderforschungsbereiches 528*. Technische Universität Dresden, 01062 Dresden : SFB 528, 2001, S. 165–206
- [21] KÖNIG, R.; WAGNER, J. P.: *Mikroslica. Baustoff aus der Zukunft*. D-64295 Darmstadt, Wittichstr. 1 : Woermann GmbH & Co. KG (Eigenverlag), 1999
- [22] BRAMESHUBER, W.; BROCKMANN, T.: Size effect on mechanical properties of fine grained concrete matrices. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 161–172
- [23] BROCKMANN, T.: Anforderungen und Eigenschaften zementgebundener Feinbetone. In: HEGGER, J. (Hrsg.): *Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532*. Mies-van-der-Rohe-Straße 1, 52074 Aachen : Eigenverlag, 15.–16. Februar 2001, S. 83–98
- [24] EIBL, J.; IVÁNYI, G.: Studie zum Trag- und Verformungsverhalten von Stahlbeton. In: *Deutscher Ausschluß für Stahlbeton, Heft 260*. Berlin : Beuth Verlag, 1976
- [25] WIERIG, H.-J.: Zum Einfluß der Lagerung der Prüfkörper auf die langfristige Entwicklung der Betonfestigkeit. In: BUDELMANN, H. (Hrsg.): *Technologie und Anwendung der Baustoffe*. Berlin : Ernst, Verlag für Architektur und techn. Wiss., 1992

- [26] SONDERFORSCHUNGSBEREICH 532: *Arbeits- und Ergebnisbericht 2. Hj. 1999, 2000, 2001, 1. Hj. 2002*. SFB 532 Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie, Rheinisch Westfälische Hochschule Aachen, 2002
- [27] RINDER, T.: Hochfester Beton unter Dauerzuglast. In: *Deutscher Ausschuß für Stahlbeton, Heft 544*. Berlin : Beuth Verlag, 2003
- [28] HILSDORF, H. K.; REINHARDT, H. W.: Beton. In: EIBEL, J. (Hrsg.): *Betonkalender – Taschenbuch für Beton-, Stahlbeton- und Spannbetonbau sowie die verwandten Fächer* Bd. 86, Ernst & Sohn, 1997, S. 1–150
- [29] BOBETH, W.: *Textile Faserstoffe. Beschaffenheit und Eigenschaften*. Berlin, Heidelberg, New York : Springer, 1993
- [30] BORNEMANN, P.: Faserzementprodukte für den Hoch- und Tiefbau. *Betonkalender 1998* (1998), S. 297–309
- [31] KANDA, T.; LI, V. C.: Effect of Fiber Strength and Fiber-Matrix Interface on Crack Bridging in Cement Composites. *Journal of Engineering Mechanics* 125 (1999), März, S. 290–299
- [32] KANDA, T.; LI, V. C.: New Micromechanics Design Theory For Pseudostrain Hardening Cementitious Composite. *Journal of Engineering Mechanics* 125 (1999), April, S. 373–381
- [33] KURARAY CO., LTD.: Kuralon for Concrete Reinforcement. – Hersteller-Information
- [34] BLUMBERG, H.; HILLERMEIER, K.; SCHOLTEN, E.: Carbon fiber state and development. *Chemical Fibers International* 50 (2000), April
- [35] G. KÖNIG, L. K.; DEUTSCHMANN, K.: Hochfester Beton – Weiterentwicklung zum zähen Baustoff. In: *Münchner Massivbau-Seminar 1997 – Massivbau heute und morgen – Anwendung und Entwicklungen*, 1997, S. VII.1–VII.5
- [36] KÖNIG, G.; KÜTZING, L.: Mit einem Fasercocktail zur Duktilität von Druckgliedern aus Hochleistungsbeton. *Bautechnik* 75 (1998), Nr. 2, S. 62–66
- [37] KÖNIG, G.; KÜTZING, L.: Duktiler Hochleistungsbeton mit Fasercocktail – Technologie – Bemessung – Anwendungen. *Bautechnik* 78 (2001), Nr. 2, S. 105–114
- [38] XU, G.; HANNANT, D. J.: Synergistic Interaction Between Fibrillated Polypropylene Network and Glass Fibres in an Cement-Based Composite. *Cement & Concrete Composites* 13 (1991), S. 95–106
- [39] XU, G.; HANNANT, D. J.: Flexural Behavior of Combined Polypropylene Network and Glass Fibre Reinforced Cement. *Cement & Concrete Composites* 14 (1992), S. 51–61

- [40] XU, G.; MAGNANI, S.; MESTURINI, G.; HANNANT, D. J.: Hybrid Polypropylen-Glass/Cement Corrugated Sheets. *Composites: Part A* (1996), Nr. 27A, S. 459–466
- [41] CZICHOS, H. (Hrsg.): *Hütte: die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften*. 30., neubearb. und erw. Aufl. Berlin : Springer, 1996
- [42] WENDE, A.; MOEBES, W.; MARTEN, H.: *Glasfaserverstärkte Plaste*. Leipzig : Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie Leipzig, 1963
- [43] SCHIEKEL, M.. – private Kommunikation
- [44] N. N.; LIMITED, Cem-FIL I. (Hrsg.): Cem-FIL GRC Technical Data. 2001. – Firmenschrift
- [45] MAJUMDAR, A. J.; LAWS, V.: *Glass Fibre Reinforced Cement*. London, Edinburg, London : BSP Professional Books, 1991
- [46] ZILCH, K. (Hrsg.); DIEDRICHS, C. J. (Hrsg.); KATZENBACH, R. (Hrsg.): *Handbuch für Bauingenieure: Technik, Organisation und Wirtschaftlichkeit – Fachwissen aus einer Hand*. Berlin : Springer, 2001
- [47] N. N.: LTR 5325 Cem-FIL AR-weaving input. 7 2002. – Technical data sheet
- [48] OFFERMANN, P.; ABDKADER, A.; ENGLER, Th.; SCHIERZ, M.: Grundlagen textiler Bewehrungsstrukturen zur Verstärkung bestehender Bauwerke. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Arbeitsbericht des Sonderforschungsbereiches 528*. Technische Universität Dresden, 01062 Dresden : SFB 528, 2001, S. 25–73
- [49] AL-MASRI, A.; WULFHORST, B.: Mechanische Charakterisierung textiler Strukturen für den Einsatz in textilbewehrtem Beton. In: HEGGER, J. (Hrsg.): *Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532*. Mies-van-der-Rohe-Straße 1, 52074 Aachen : Eigenverlag, 15.–16.Februar 2001, S. 58–70
- [50] ABDKADER, A.; OFFERMANN, P.: Textile Werkstoffe und Flächengebilde zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung, Teil 1: Deformationskennwerte von AR-Glasfilamenten. *Technische Textilien* 43 (2000), S. 265–270
- [51] FRANZKE, G.; OFFERMANN, P.; ENGLER, Th.; ABDKADAR, A.; SCHIERZ, M.: Erkenntnisse zur textilen Kennwertermittlung, geometrischen Modellierung und Fertigung textiler Bewehrungsstrukturen. In: HEGGER, J. (Hrsg.): *Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532*. Mies-van-der-Rohe-Straße 1, 52074 Aachen : Eigenverlag, 15.–16.Februar 2001, S. 71–82
- [52] SEDLACEK, G.; BLANK, K.; LAUFS, W.; GUESGEN, J.: *Glas im Konstruktiven Ingenieurbau – Grundlagen und Bemessung*. Berlin : Verlag Ernst & Sohn, 1999
- [53] GRIFFITH, A. A.: The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Tans. Roy. Soc. A* 221 (1920), S. 163–198

- [54] BUTTON, D.; COLVIN, J.; CUNLIFFE, J.; INMAN, C.; JACKSON, K.; LIGHTFOOT, G.; OWENS, P.; PYE, B.; WALDRON, B.; BUTTON, D. (Hrsg.); PYE, B. (Hrsg.): *Glass in Building: Guide to Modern Architektural Glass Performance*. Pilkington Glass Ltd, Flachglas AG, Libby Owens Ford, Pilkington Floatglas AB, Pilkington (Australia) Ltd., Butterworth Architekture, 1993
- [55] BURGOYNE, C. (Hrsg.): . Bd. 1. London : Thomas Telford, 2001
- [56] ABDKADER, A.; OFFERMANN, P.: Textile Werkstoffe und Flächengebilde zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung: Teil 4: Einfluss der Prüfbedingungen und der Schlichte auf die Deformationskennwerte von AR-Glasfilamentgarnen. *Technische Textilien* 44 (2002), Nr. 3, S. 154–156
- [57] GÜSGEN, J.; SEDLACEK, G.; BLANK, K.: Mechanische Grundlagen der Bemessung tragender Bauteile aus Glas. *Stahlbau* 67 (1998), S. 281–292
- [58] ABDKADER, A.; OFFERMANN, P.: Textile Werkstoffe und Flächengebilde zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung: Teil 2: Beschreibung der Filamentfestigkeit mit Hilfe mathematischer Methoden. *Technische Textilien* 44 (2001), Nr. 4, S. 302–303
- [59] MÄDER, E.; PLONKA, R.; GAO, S.-L.: Coatings for Fibre and Interphase Modifications in a Cementitious Matrix. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 121–132
- [60] ABDKADER, A.; OFFERMANN, P.; JESSE, F.; CURBACH, M.: Vorhersage über die zu erwartenden Festigkeiten von AR-glasbewehrtem Beton. In: *Tagungsband zum 12. Internationalen Techtexil-Symposium 2003. Frankfurt/Main, 7.-10. April 2003*, 2003. – CD-ROM, Vortrag Nr. 4.13
- [61] BURGOYNE, C. J.; MILLS, P. D.: Effect of Variability of High Performance Yarns on Bundle Strength. In: EL-BADRY, M. M. (Hrsg.): *Advanced Composite Materials in Bridges and Structures*. Montreal, Quebec : Canadian Society for Civil Engineering, 1996, S. 51–58
- [62] GRIES, T.; KOLKMANN, A.: Garnentwicklung zur zielgerichteten Beeinflussung der mechansichen Garn-Charketeristik. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 29–40
- [63] ABDKADAR, A.; OFFERMANN, P.; JESSE, F.; CURBACH, M.: Korrelation zwischen den Kennwerten von AR-Glasfilamentgarnen und den Festigkeitseigenschaften von textilbewehrtem Beton. *Industrial Fabrics Bulletin* (2003), Nr. 3
- [64] BANHOLZER, B.: *Bond behaviour of a multifilament yarn embedded in a cementitious matrix*. RWTH Aachen, Institut für Bauforschung RWTH Aachen, Dissertation, 2004

- [65] ABDKADER, A.. – private Kommunikation
- [66] ABDKADER, A.; OFFERMANN, P.: Textile Werkstoffe und Flächengebilde zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung: Teil 3: Deformationskennwerte von AR-Glasfilamentgarnen. *Technische Textilien* 45 (2002), Nr. 1, S. 21–23
- [67] STOCKMANN, AP.; WULFHORST, B.: Dreidimensionale Textilien zur Bewehrung von Betonbauteilen. In: HEGGER, J. (Hrsg.): *Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532*. Mies-van-der-Rohe-Straße 1, 52074 Aachen : Eigenverlag, 15.–16.Februar 2001, S. 45–57
- [68] HEGGER, J.; WILL, N.; CURBACH, M.; BRUECKNER, A.: Textilbewehrter Beton – Eine innovative Werkstoffkombination. In: *VDI-Bericht, Nr. 1771*. Düsseldorf : VDI Verlag, 1988, S. 51–70
- [69] CURBACH, M.; ORTLEPP, R.: Besonderheiten des Verbundverhaltens von Verstärkungsschichten aus textilbewehrtem Beton. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 361–374
- [70] ORTLEPP, R.. – Dissertation in Vorbereitung
- [71] BANHOLZER, B.: Zum Mechanismus des Pull-Out-Versuches von Garnen aus einer zementgebundenen Matrix. In: HEGGER, J. (Hrsg.): *Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532*. Mies-van-der-Rohe-Straße 1, 52074 Aachen : Eigenverlag, 15.–16.Februar 2001, S. 99–112
- [72] REINHARDT, H.-W.; KRÜGER, M.: Vorgespannte dünne Platten aus Textilbeton. In: HEGGER, J. (Hrsg.): *Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532*. Mies-van-der-Rohe-Straße 1, 52074 Aachen : Eigenverlag, 15.–16.Februar 2001, S. 165–174
- [73] WEISE, S.; HEMPEL, R.; SCHORN, H.: Untersuchungen zum Verbundverhalten von Fasern und Faserbündeln in zementgebundener Matrix unter Einbeziehung von Faser-Bragg-Gittern. In: HEGGER, J. (Hrsg.): *Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532*. Mies-van-der-Rohe-Straße 1, 52074 Aachen : Eigenverlag, 15.–16.Februar 2001, S. 113–124
- [74] KRÜGER, M.; OZBOLT, J.; REINHARDT, H. W.: The influence of the bond on the load-bearing properties of prestressed and non- prestressed textile-reinforced concrete slabs. In: *Tagungsband zum 12. Internationalen Techtexil-Symposium 2003. Frankfurt/Main, 7.–10. April 2003*, 2003. – CD-ROM, Vortrag Nr. 4.15
- [75] BRAMESHUBER, W.; BANHOLZER, B.; BRÜMMER, G.: Ansatz für eine vereinfachte Auswertung von Faser-Ausziehversuchen. *Beton- und Stahlbetonbau* 95 (2000), S. 702–706

- [76] AVESTON, J.; MERCER, R. A.; SILLWOOD, J. M.: Fibre Reinforced Cements—scientific foundations for specifications. In: *Composites—Standards, Testing and Design*, IPC Science and Technology Press, 1974, S. 93–102
- [77] GOPALARATNAM, V. S.; SHAH, S. P.: Softening Response of Plain Concrete in Direct Tension. *ACI Journal* (1985), Mai-Juni, S. 310–323
- [78] HANNANT, D. J.: Durability of Polypropylene Fibers in Portland Cement-Based Composites: 18-years of Data. *Cement and Concrete Research* 28 (1998), Nr. 12, S. 1809–1817
- [79] HIBBERT, A. P.; HANNANT, D. J.: Toughness of cement composites containing polypropylene films compared with other fibre cements. *Composites* 13 (1982), Oktober, Nr. 4, S. 393–399
- [80] MASHIMA, M.; HANNANT, D. J.; KEER, J. G.: Tensile Properties of Polypropylene Reinforced Cement with Different Fiber Orientations. *ACI Materials Journal* 87 (1990), Nr. 2, S. 172–178
- [81] KAKEMI, M.; HANNANT, D. J.: Mathematical Model for Tensile Behavior of Hybrid Continuous Fibre Cement Composites. *Composites* 26 (1995), Nr. 9, S. 637–643
- [82] KAKEMI, M.; HANNANT, D. J.; MULHERON, M.: Filament fracture within glass fibre strands in hybrid fibre cement composites. *Journal of Materials Science* 33 (1998), S. 5375–5382
- [83] MOBASHER, B.; SHAH, S.P.: Test Parameters for Evaluating Toughness of Glass-Fibre Reinforced Concrete Panels. *ACI Materials Journal* 86 (1989), Nr. 5, S. 448–458
- [84] MOLTER, M.: Bruchtragverhalten textilbewehrter Biegekörper. In: HEGGER, J. (Hrsg.): *Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532*. Mies-van-der-Rohe-Straße 1, 52074 Aachen : Eigenverlag, 15.–16.Februar 2001, S. 205–219
- [85] OHNO, S.; HANNANT, D. J.; KEER, J. G.: Micromechanics of Stress Transfer between Fibre & Matrix. In: *Advancing with Composites—Proceedings of the International Conference on Composite Materials, Milan, Italy, 10.–12. Mai 1988*
- [86] PELED, A.; BENTUR, A.; YANKELEVSKY, D. Z.: Flexural Performance of Cementitious Composites Reinforced with Woven Fabrics. *Journal of Materials in Civil Engineering* 11 (1999), November, Nr. 4, S. 325–330
- [87] BROCKMANN, T.; RAUPACH, M.: Durability Investigations on Textile Reinforced Concrete. In: *Durability of Materials and Components, 9th International Conference, Brisbane, Australia, 17- 20 March 2002*. Brisbane : CSIRO, 2002, S. Paper No. 111, 9 Seiten

- [88] ORLOWSKI, J.; ANTONS, U.; RAUPACH, M.: Lebensdauer textilbewehrter Betonproben unter Dauerlast. In: *15. Internationale Baustofftagung, 24.-27. September 2003, Weimar*. Weimar : Bauhaus-Universität, 2003, S. 2-0271-2-0280
- [89] CUYPERS, H.; WASTIELS, J.; ORLOWSKY, J.; RAUPACH, M.: Measurement of the Durability of Glass Fibre Reinforced Concrete and Influence of Matrix Alkalinity. In: BRANDT, A. M. (Hrsg.); LI, V. C. (Hrsg.); MARSHALL, I. H. (Hrsg.): *Proceedings of the 7th International Symposium on Brittle Matrix Composites BMC7, Warsaw, Poland, 13.-15. October 2003*. Cambridge : Woodhead Publishing Limited, 2003, S. 163-172
- [90] HEGGER, J.; BRUCKERMANN, O.; CHUDоба, R.: Modellierung des Verbundes von Filament und Roving. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 375-386
- [91] CURBACH, M.; JESSE, F.: Basic Tensile Tests on Textile Reinforced Concrete. In: *Proceedings of the Techtextil Symposium 1999, Frankfurt, Germany, 12.-15.4.1999*, 1999, S. Lecture No. 513
- [92] CURBACH, M.; JESSE, F.: Dehnkörper aus textilbewehrtem Beton – Phänomene, Deutung, Schlußfolgerungen. In: HEGGER, J. (Hrsg.): *Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532, 15.-16. Februar 2001 in Aachen*. Mies-van-der-Rohe-Str. 1 : Lehrstuhl und Institut für Massivbau, 2001, S. 125-136
- [93] DUGAS, M.; WEISE, St.; CURBACH, M.; HEMPEL, R.; P.OFFERMANN; FRANZKE, G.: Force-deflection behavior of tensile-loaded specimen made of textile reinforced concrete. In: *Proceedings of the Techtextil Symposium '98, Lyon, France, 1998*, S. 143-152
- [94] CURBACH, M.; JESSE, F.: Beton im Textilbeton – Die Entwicklung. In: LOHAUS, L. (Hrsg.): *Ingenieurbaustoffe – Konstruktive Wege in die Zukunft. Festschrift zum 60. Geburtstag von Harald Schorn*. Universität Hannover, Institut für Baustoffe und Materialprüfung, Appelstr. 9a, D-30167 Hannover : Eigenverlag, 2001. – Original, S. 29-44
- [95] ARBEITSAUSSCHUSS DIN 1048: Prüfungen von Beton – Empfehlungen und Hinweise als Ergänzung zu DIN 1048. In: *Deutscher Ausschuß für Stahlbeton, Heft 422*. Berlin : Beuth Verlag, 1991
- [96] OHNO, S.: *Stress Transfer in Polypropylene Fibre Reinforced Cement*. London, University of Surrey, PH. D. Thesis, 1990
- [97] KEER, J. G.: *Polyolefin-reinforced cement in tension and flexure*, University of Surrey, PH. D. Thesis, 1983
- [98] CURBACH, M.; PROSKE, D.; JESSE, F.: Partial Safety Faktor for Textile Reinforced Concrete. In: COROTIS, R. B. (Hrsg.); SCHUËLLER, G. I. (Hrsg.); SHINOZUKA, M.

- (Hrsg.): *Proceedings of the eighth international Conference on Structural Safety and Reliability ICOSSAR '01, Newport Beach, California, USA, 17.–22. June 2001*. Lisse, Abington, Exton (pa), Tokyo : A. A. Balkema, 2001. – Book of Abstracts and CD-ROM
- [99] XU, G.; MAGNANI, S.; HANNANT, D. J.: Tensile behavior of Fiber-Cement Hybrid Composites Containing Polyvinyl Alcohol Fiber Yarns. *ACI Materials Journal* 95 (1998), Nr. 6, S. 667–674
- [100] HANNANT, D. J.: The effects of age up to 18 years under various exposure conditions on the tensile properties of a polypropylene fibre reinforced cement composites. *Materials and Structures* 32 (1999), Maerz, S. 83–88
- [101] Norm DIN EN 196-1 1995-05 Prüfverfahren für Zement – Teil 1: Bestimmung der Festigkeit; Deutsche Fassung EN 196-1:1994
- [102] THIELSCH, K.. – private Kommunikation
- [103] OAKLEY, D. R.; PROCTOR, B.: Tensile Stress-Strain Behavior of Glass-Reinforced Cement Composites. In: *Fibre-Reinforced Cement and Concrete. RILEM Symposium*, 1975, S. 347–359
- [104] KRENCHER, H.: Fibre Spacing and Specific Fibre Surface. In: *Fibre Reinforced Cement and Concrete. RILEM Symposium*, 1975, S. 69–79
- [105] KAKEMI, M.; HANNANT, D. J.; MULHERON, M.: Techniques for determining some Microstructural Parameters in Glass Reinforced Cement. *Magazine of Concrete Research* 48 (1996), September, Nr. 176, S. 229–236
- [106] BRAMESHUBER, W.; BANHOLZER, B.: Determination of area and perimeter of glass multifilament yarns embedded in a cementitious matrix. In: BURGONE, C. (Hrsg.): *FRPRCS-5 Fibre reinforced plastics for reinforced concrete structures, Proceedings of the fifth international conference on fibre-reinforced plastics for reinforced concrete structures, Cambridge, UK, 16.–18. July, 2001* Bd. 2. London : Thomas Telford, 2001, S. 1027–1031
- [107] PURNELL, P.; BUCHANAN, A. J.; SHORT, N. R.; PAGE, C. L.; MAJUMDAR, A. J.: Determination of bond strength in glass fibre reinforced cement using petrography and image analysis. *Journal of Materials Science* 35 (2000), S. 4653–4659
- [108] SCHORN, H.; HEMPEL, R.; GRUNER, T.; WEISE, S.: Grundlagen für die Gefüge- und Verbundoptimierung der Matrices von textilbewehrtem Beton. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Sonderforschungsbereich 528 „Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung“*. Arbeits- und Ergebnisbericht für die Periode II/1999–I/2002. Technische Universität Dresden, 01062 Dresden : Eigenverlag, 2001, S. 75–120

- [109] MAAS, H.-G.; HAMPEL, U.; SCHULZE, M.: Photogrammetrische und computertomographische Erfassung von Deformationen, Rissentwicklungen und Strukturveränderungen bei Belastungsversuchen von textilverstärkten Probekörpern. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 187–199
- [110] AVESTON, J.; COOPER, G. A.; KELLY, A.: Single and Multiple Fracture. In: *The Properties of Fiber Composites*, IPC Science and Technology Press, 1971, S. 15–24
- [111] AVESTON, J.; KELLY, A.: Theory of multiple fracture of fibrous composites. *Journal of Materials Science* 8 (1973), S. 352–362
- [112] BARTOS, P.: Brittle-matrix composites reinforced with bundles of fibres. In: MASO, J. C. (Hrsg.): *From materials science to construction materials engineering Volume Two, Combining Materials: design, production and properties*. London, New York : Chapman and Hall, 1987, S. 539–546
- [113] OHNO, S.; HANNANT, D. J.: Modeling the Stress-Strain Response of Continuous Fiber Reinforced Cement Composites. *ACI Materials Journal* 91 (1994), Nr. 3, S. 306–312
- [114] LEPENIES, I.; RICHTER, M.; ZASTRAU, B. W.: Zur mechanischen Modellierung der Ablöseerscheinungen im Faser-Matrix-Interface von unidirektional bewehrtem Textilbeton im Zugversuch. In: HEGGER, J. (Hrsg.): *Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532*. Mies-van-der-Rohe-Straße 1, 52074 Aachen : Eigenverlag, 15.–16. Februar 2001, S. 179–191
- [115] SCHORN, H.: Ein Verbundmodell für Glasfaserbewehrung im Beton. *Bautechnik* 80 (2003), Nr. 3, S. 174–180
- [116] MÖLLER, B.; SICKERT, J.-U.; GRAF, W.; BEER, M.: Berücksichtigung räumlich verteilter Unschärfe bei der numerischen Simulation von Textilbeton. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 423–434
- [117] PELED, A.; BENTUR, A.: Reinforcement of cementitious matrices by warp knitted fabrics. *Materials and Structures* 31 (1998), S. 543–550
- [118] LAWS, V.: The efficiency of fibrous reinforcement of brittle matrices. *J. Phys. D: Appl. Phys.* 4 (1971), S. 1737–1746
- [119] ROMUALDI, P. J.; BATSON, G. B.: Mechanics of Crack Arrest in Concrete. In: *Proceedings of the American Society of Civil Engineers* 89 No. EM3, 1963, S. 147–168
- [120] KLEISER, K.: *Bruchmechanische Untersuchungen an einer stahlfaserbewehrten Zementmörtelmatrix*, Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen der Universität Karlsruhe, Dissertation, 1981

- [121] AVESTON, J.; MERCER, R. A.; SILLWOOD, J. M.: The Mechanism of Fibre Reinforcement of Cement And Concrete, Part I. In: *SI No 90/11/98*, National Physical Laboratory, Januar 1975
- [122] ALLEN, H. G.: Stiffness and Strength of Two Glass-Fiber Reinforced Cement Laminates. *Journal of Composite Materials* 5 (1971), S. 194–207
- [123] HANNANT, D. J.; HUGHES, D. C.; KELLY, F. R. S.: Toughening of Cement and other Brittle Solids with Fibres. *Phil. Trans. R. Soc. Lond.* (1983), Nr. A 310, S. 175–190
- [124] KORCZYNSKYI, Y.; HARRIS, S. J.; MORLEY, J. G.: The influence of reinforcing fibres on the growth of cracks in brittle matrix composites. *Journal of Materials Science* 16 (1981), S. 1533–1547
- [125] AKKAYA, Y.; SHAH, S. P.; ANKENMANN, B.: Effect fo Fiber Dispersion on Multiple Cracking of Cement Composites. *Journal of Engineering Mechanics* 127 (2001), S. 311–316
- [126] COMITE EURO-INTERNATIONAL DU BETON: CEB-FIB Model Code 1990. In: *Bulletin d'Information No. 313/214*. London : Thomas Telford, 1993
- [127] LI, V. C.; MAALEJ, M.: Toughening in Cement Based Composites. Part I: Cement, Mortar, and Concrete. *Cement & Concrete Composites* 18 (1996), S. 223–237
- [128] LI, V. C.; MAALEJ, M.: Toughening in Cement Based Composites. Part II: Fiber Reinforced Cementitious Composites. *Cement & Concrete Composites* 18 (1996), S. 239–249
- [129] KIMBER, A. C.; KEER, J. G.: On the theoretical average crack spacing in brittle matrix composites containing continuous aligned fibres. *Journal of Materials Science Letters* 1 (1982), S. 353–354
- [130] RAO, P. S.: Die Grundlagen zur Berechnung der bei statisch unbestimmten Stahlbetonkonstruktionen im plastischen Bereich auftretenden Umlagerungen der Schnittkräfte. In: *Deutscher Ausschuß für Stahlbeton, Heft 177*. Berlin : Beuth Verlag, 1966
- [131] ALLEN, H. G.: The strength of thin composites of finite width, with brittle matrices and random discontinuous reinforcing fibres. *Journal of Physics /D, Applied Physics* 5 (1972), S. 331–343
- [132] TSURUTA, H.; MAKIZUMI, T.; MARUME, K.; SAKAMOTO, Y.: Experimental Study on the Distribution of Fiber Stress Among Each Longitudinal Fiber of Carbon Fiber Net. *Transactions of the Japan Concrete Institut* 16 (1994), S. 211–216
- [133] CURBACH, M.: *Festigkeitssteigerung von Beton bei hohen Belastungsgeschwindigkeiten*, Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, Universität Karlsruhe, Dissertation, 1987. – Schriftenreihe des Instituts für Massivbau und Baustofftechnologie, Heft 1

- [134] UOMOTO, T.: Durability considerations for FRP reinforcement. In: BURGOYNE, C. (Hrsg.): *FRPRCS-5 Fibre reinforced plastics for reinforced concrete structures, Proceedings of the fifth international conference on fibre-reinforced plastics for reinforced concrete structures, Cambridge, UK, 16.–18. July, 2001* Bd. 1. London : Thomas Telford, 2001, S. 18–32
- [135] PURNELL, P.; SHORT, N. R.; PAGE, C. L.; MAJUMDAR, A. J.; WALTON, P. L.: Accelerated ageing characteristics of glass-fibre reinforced cement made with new matrices. *Composites: Part A* 30 (1999), S. 1073–1080
- [136] PURNELL, P.; SHORT, N.R.; PAGE, C. L.: A static fatigue model for the durability of glass fibre reinforced cement. *Journal of Materials Science* 36 (2001), S. 5385–5390
- [137] RAUPACH, M.; BROCKMANN, J.: Untersuchungen zur Dauerhaftigkeit von textilbewehrtem Beton : Chemische und mechanische Beanspruchung von Textilien aus Glas. *Beton* 52 (2002), S. 72–79
- [138] SONDERFORSCHUNGSBEREICH 528: *Zwischenbericht zur Dauerhaftigkeit von AR-Glas Filamentgarnen*. SFB 528 Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung, Technische Universität Dresden, 2003
- [139] PURNELL, P.: Advances in Modelling GRC Durability. In: *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 145–160
- [140] BURGOYNE, C. J.; FLORY, J. F.: Length Effects due to Yarn Variability in Parallel-Lay Ropes. In: *MTS-90*. Washington D. C., 1990, S. 49–55
- [141] CHUDоба, R.; VORECHOVSKÝ, M.; KONRAD, M.: Stochastic modeling of multi-filament yarns: I. Random properties within the cross section and size effect. *Elsevier Science* (2004), S. In Review
- [142] CHUDоба, R.; VORECHOVSKÝ, M.: Stochastic modeling of multi-filament yarns: II. Random properties over the length and size effect. *Elsevier Science* (2004), S. in Review
- [143] KRENCHER, H.: *Fibre Reinforcement*. Copenhagen : Akademisk Forlag, 1964
- [144] COX, H. L.: The elasticity and strength of paper and other fibrous materials. *Journal of Physics /D, Applied Physics* (1952), S. 72–79
- [145] MORTON, J.; GROVES, G. W.: The cracking of composites consisting of discontinuous ductile fibres in a brittle matrix—effect of fibre orientation. *Journal of Materials Science* 9 (1974), S. 1436–1445
- [146] LI, V. C.; WANG, Y.; BACKER, S.: Effect of inclining angle, bundling and surface treatment on synthetic fibre pull-out from a cement matrix. *Composites* 21 (1990), S. 132–140

- [147] BARTOS, P.: Bond in Glass Reinforced Cements. In: *Bond in Concrete*, Applied Science Publisher, 1982, S. 60–72
- [148] HEGGER, J.; VOSS, S.: Tragverhalten von Textilbeton unter zweiachialer Beanspruchung. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 313–324
- [149] BENTUR, A. et al.: Fibre-matrix interfaces. In: NAAMANN, A. E. (Hrsg.); REINHARDT, H. W. (Hrsg.): *High Performance Fiber Reinforced Cement Composites 2 (HPFRCC2)*. London : E & FN Spon, 1996, S. 149–191
- [150] KELLY, A.; ZWEBEN, C.: Poisson contraction in aligned fibre composites showing pull-out. *Journal of Materials Science Letters* 11 (1976), S. 582–587
- [151] PINCHIN, D. J.: Poisson contraction effects in aligned fibre composites. *Journal of Materials Science Letters* 11 (1976), S. 1578–1581
- [152] BAGGOTT, R.; GHANDI, D.: Multiple cracking in aligned polypropylene fibre reinforced cement composites. *Journal of Materials Science* 16 (1981), S. 65–74
- [153] LITWIN, R.: Verifizierung und Optimierung eines Verbundgesetzes. In: HEGGER, J. (Hrsg.): *Textilbeton – 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532*. Mies-van-der-Rohe-Straße 1, 52074 Aachen : Eigenverlag, 15.–16. Februar 2001, S. 137–150
- [154] REINHARDT, H.-W.; OZBÓLT, J.; KRÜGER, M.: Verbund von Textilien in vorgespanntem Beton. In: *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 91–99
- [155] DEVEKEY, R. C.; MAJUMDAR, A. J.: Determining bond strength in fibre reinforced composites. *Magazine of Concrete Research* 20 (1968), Nr. 65, S. 229–234
- [156] PELED, A.; BENTUR, A.: Geometrical characteristics and efficiency of textile fabrics for reinforcing cement composites. *Cement and Concrete Research* 30 (2000), S. 781–790
- [157] ZHANDAROV, S.; MAEDER, E.: Characterization of Fiber/Matrix Interface Properties: Applicability of Different Tests, Approaches and Parameters. In: *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 101–120
- [158] ZHU, W.; BARTOS, P. J. M.: Assessment of international microstructure and bond properties in aged GRC using a novel microindentation method. *Cement and Concrete Research* 27 (1997), Nr. 11, S. 1701–1711

- [159] GLINICKI, M. A.: Effects of Doatomite on Toughness of Premix Glass Fibre Reinforced Cement Composites. In: *International Congress GRC 98, Congress Preprints, Session 3*. ?? : G. R. C. A., 1998. – Session 3, Paper 4
- [160] AKIHAMA, S.; KABAYASHI, M.; SUENAGE, T.; NAKAGAWA, H.; SUZUKI, K.: Mechanical Properties of Cement Fiber Reinforced Cement Composite and the Applikation / Kajima Corporation, Tykyo-182, Japan. 1986. – Forschungsbericht. KICT Rep. No. 65
- [161] OBLA, K. H.; LI, V. C.: A Novel Technique for Fiber-Matrix Bond Strength Determination for Rupturing Fibers. *Cement & Concrete Composites* 17 (1995), S. 219–227
- [162] PELED, A.; BENTUR, A.; YANKELEVSKY, D.: Effects of woven fabric geometry on the bonding performance of cementitious composites. *Advanced Cement Based Materials* 7 (1998), Nr. 1, S. 20–27
- [163] PELED, A.; BENTUR, A.; YANKELEVSKY, D. Z.: The Nature of Bonding Between Monofilament Polyethylene Yarns and Cement Matrices. *Cement and Concrete Composites* 20 (1998), S. 319–327
- [164] PELED, A.; BENTUR, A.; YANKELEVSKY, D.: Enhanced bonding of low modulus polymer fibres-cement matrix by means of crimped geometry. *Cement and Concrete Research* 27 (1997), Nr. 7, S. 1099–1111
- [165] PELED, A.; BENTUR, A.; YANKELEVSKY, D.: Woven Fabric Reinforcement of Cement Matrix. *Advanced Cement Based Materials* 1 (1994), Juli, Nr. 5, S. 216–223
- [166] CHAN, Y.-W.; LI, V. C.: Age effect on the characteristics of fibre/cement interfacial properties. *Journal of Materials Science* 32 (1997), S. 5287–5292
- [167] LAWS, V.; LAWRENCE, P.; NURSE, R. W.: Reinforcement of Brittle Matrices by Glass Fibres. *J. Phys. D: Appl. Phys.* 6 (1973), S. 523–537
- [168] LAWS, V.; LANGLEY, A. A.; WEST, J. M.: The Glass Fibre/Cement Bond. *Journal of Materials Science* 21 (1986), S. 289–296
- [169] EASLEY, Th. C.; FABER, K. T.; SHAH, S. P.: Moiré Interferometry Analysis of Fiber Debonding. *Journal of Engineering Mechanics* 127 (2001), S. 625–629
- [170] BENTUR, A.; PELED, A.: Optimization of the structure and properties of low modulus polymer fabrics for cement reinforcement. In: BRANDT, A. M. (Hrsg.); LI, V. C. (Hrsg.); MARSHALL, I. H. (Hrsg.): *Proc. Int. Symp. „Brittle Matrix Composites 6“*. Warsaw : ZTUREK RSI and Woodhead Publ., 9.–11.Oktober 2000, S. 430–438
- [171] PELED, A.; BENTUR, A.: Mechanisms of Fabric Reinforcement of Cement Matrices Effect of Fabric Geometry and Yarn Properties. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced*

- structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 283–297
- [172] PELED, A.; MOBASHER, B.; SUEKI, S.: Technology Methods In Textile Cement-Based Composites. In: KOVELR, K. (Hrsg.); MARCHAND, J. (Hrsg.); MINDESS, S. (Hrsg.); WEISS, J. (Hrsg.): *Concrete Science and Engineering, A Tribute to Arnon Bentur. RILEM Proceedings PRO 36*, RILEM Publications S. A. R. L., 2004, S. 187–202
- [173] CURBACH, M.; BAUMANN, L.; BEYER, R.: Flächige Übertragung der Schubspannungen vom Altbeton in den Textilbewehrten Beton. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Arbeitsbericht des Sonderforschungsbereiches 528*. Technische Universität Dresden, 01062 Dresden : SFB 528, 2001, S. 207–246
- [174] MOBASHER, B.; PIVACEK, A.: A Filament Winding Technique for Manufacturing Cement Based Cross-Ply Laminates. *Innovations Forum, ASCE Journal of Materials Engineering* (1997), May, S. 55–58
- [175] MOBASHER, B.; PIVACEK, A.: A Filament Winding Technique for Manufacturing Cement Based Cross-Ply Laminates. *Journal of Cement and Concrete Composites* 20 (1998), S. 405–415
- [176] WULFHORST, B. et al.: Garn- und Textilkennwerte (Stoffgesetze, Geometrie). In: HEGGER, J. (Hrsg.): *Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie*. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen : SFB 532, 2001, S. 163–194
- [177] BALAGURU, P. N.: Recent Innovations in Construction Materials. In: LA TEGOLA, A. (Hrsg.); NANNI, A. (Hrsg.): *Proceedings of the First International Conference on Innovative Materials and Technologies for Construction and Restoration. Lecce, June 6-9 2004* Bd. Volume 1, Key-notes, Materials, Construction. via Posillipo 394, I 80123 Napoli : Eigenverlag, 6.–9.Juni 2004, S. 3–22
- [178] ABDKADER, A.: Stoff- und Strukturkennwerte von Filamenten und Filamentgarnen. 2002. – unveröffentlichtes internes Arbeitspapier des Sonderforschungsbereiches 528 der Technischen Universität Dresden
- [179] HIBBERT, A. P.: A method for assessing the quantity and distribution of glass fibre in an opaque matrix. *Journal of Materials Science* 9 (1974), S. 512–514
- [180] MAJUMDAR, A. J.: A Method for Assessing the Quantity and Distribution of Glass Fibre in an Opaque Matrix. *Journal of Material Science Letters* 9 (1974), S. 512–514
- [181] AVESTON, J.; MERCER, R. A.; SILLWOOD, J. M.: The Mechanism of Fibre Reinforcement of Cement And Concrete, Part II. In: *DMA 228*, National Physical Laboratory, Februar 1976
- [182] PROCTOR, B. A.: The stress-strain behaviour of glass-fibre reinforced cement composites. *Journal of Materials Science* 21 (1986), S. 2441–2448

- [183] ZASTRAU, B. W.; LEPENIES, I.; RICHTER, M.: Entwicklung konstitutiver Gesetze für Feinbeton mit textiler Bewehrung. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Arbeitsbericht des Sonderforschungsbereiches 528*. Technische Universität Dresden, 01062 Dresden : SFB 528, 2001, S. 212–164
- [184] KONRAD, M.; CHUDоба, E.; MESKURIS, K.; MOMBARTZ, M.: Numerical Simulation of Yarn and Bond Behavior at Micro- and Meso-Level. In: *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 399–410
- [185] KONRAD, M.; CHUDоба, R.: The Influence of Disorder in Multifilament Yarns on the Bond Performance in Textile Reinforced Concrete. *Acta Polytechnica* 44 (2004), S. 186–193
- [186] MÖLLER, B.; STEINIGEN, F.; GARF, W.; HOFFMANN, A.: Berücksichtigung von zyklischer Belastung und Schädigung bei der numerischen Simulation von Textilbeton. In: CURBACH, M. (Hrsg.): *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 435–446
- [187] BRAMESHUBER, W.; BROCKMANN, T.; BANHOLZER, B.: Material and Bonding Characteristics for Dimensioning and Modelling Textile Reinforced Elements. In: *RILEM Spring Meeting, RILEM Technical Committee Meeting, March 21-26, 2004, Northwestern University Evanston, Illinois, USA*, RILEM, 2004, S. 46
- [188] BANHOLZER, B.; BRAMESHUBER, W.; GEUS, J.; JUNG, W.: Bestimmung eines Verbundgesetzes auf Basis von Einzelfaser Pull-Out Versuchen. *Bautechnik* 81 (2004), S. 806–811
- [189] BRAMESHUBER, W.; BANHOLZER, B.: Bond characteristics of filaments embedded in fine grained concrete. In: *Textile Reinforced Structures : Proceedings of the 2nd Colloquium on textile reinforced structures (CTRS2), Dresden, Germany, 29.9.-1.10.2003*, Technische Universität Dresden, Sonderforschungsbereich 528, 2003, S. 63–76
- [190] SONDERFORSCHUNGSBEREICH 528: *Finanzierungsantrag für die Periode I/2002–I/2005*. SFB 528 Textile Bewehrungen zur bautechnischen Verstärkung und Instandsetzung, Technische Universität Dresden, 2001
- [191] SONDERFORSCHUNGSBEREICH 532: *Finanzierungsantrag 2. Hj. 2002, 2003, 2004, 1. Hj. 2005*. SFB 532 Textilbewehrter Beton – Grundlagen für die Entwicklung einer neuartigen Technologie, Rheinisch Westfälische Hochschule Aachen, 2002
- [192] SCHORN, H.: Material structure and mechanical properties of polymer modified concrete and reinforcement. In: LA TEGOLA, A. (Hrsg.); NANNI, A. (Hrsg.): *Proceedings of the First International Conference on Innovative Materials and Technologies for Construction and Restoration. Lecce, June 6-9 2004* Bd. Volume 1,

- Key-notes, Materials, Construction. via Posillipo 394, I 80123 Napoli : Eigenverlag, 6.–9.Juni 2004, S. 66–84
- [193] RAUPACH, M.; ORLOWSKY, J.; PUTERMAN, M.; WALK-LAUFFER, B.: Untersuchungen zur Verbundverbesserung der inneren Roving-Filamente. *Beton* 53 (2003), S. 114–119
- [194] WALK-LAUFFER, B.; RAUPACH, M.; DILGER, K.; BÖHM, S.; MUND, F.; DILTHEY, U.; SCHLESER, M.: The interconnection between Inner Filaments of Textile Reinforcement by Means of Polymer Modified Concrete. In: LA TEGOLA, A. (Hrsg.); NANNI, A. (Hrsg.): *Proceedings of the First International Conference on Innovative Materials and Technologies for Construction and Restoration. Lecce, June 6-9 2004* Bd. Volume 1, Key-notes, Materials, Construction. via Posillipo 394, I 80123 Napoli : Eigenverlag, 6.–9.Juni 2004, S. 150–159
- [195] NOISTERNIG, J. F.: Zum Tragverhalten von Verankerungssystemen für CFK-Litzen im Spannbetonbau. In: *Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 4, Nr. 133*. Düsseldorf : VDI Verlag, 1996
- [196] KANDARPA, S.; KIRKNER, D. J.; SPENCER, B. F.: Stochastic Damage Model for Brittle Materials Subjected to Monotonic Loading. *Journal of Engineering Mechanics* 122 (1996), August, S. 788–795
- [197] ÖSTLUND, L.: An Estimation of *gamma*-Values—An application of a probabilistic method. In: CEB (Hrsg.): *Bulletin d'Information Nr. 202*. EPF Lausanne, Case Postale 88, CH-1015 Lausanne : Comité Euro-International du Béton (CEB), 1979, S. 37–97
- [198] EPAARACHCHI, D. C.; STEWART, M. G.: Influence of human error on system risk of multi-storey reinforced concrete buildings during construction. In: MELCHER, R. E. (Hrsg.); STEWART, M. G. (Hrsg.): *Proceedings of the ICASP 8 conference: Applications of Statistics and Probability—Civil Engineering Reliability and Risk Analysis* Bd. 1, A. A. Balkema, 2000, S. 209–218
- [199] NOVÁK, D.; TEPLÝ, B.; LAWANWISUT, W.; KERŠNER, Z.: The modelling of RC beam deterioration: A sensitivity study. In: MELCHER, R. E. (Hrsg.); STEWART, M. G. (Hrsg.): *Proceedings of the ICASP 8 conference: Applications of Statistics and Probability—Civil Engineering Reliability and Risk Analysis* Bd. 1, A. A. Balkema, 2000, S. 307–314
- [200] CURBACH, M. et al.: Verhalten von Hochleistungsbeton unter mehraxialer Beanspruchung / TU Dresden, Institut für Tragwerke und Baustoffe, Lehrstuhl für Massivbau. 2001. – Forschungsbericht. Forschungsbericht
- [201] CURBACH, M.; SPECK, K.: Untersuchung der mehraxialen Festigkeit von duktilem Hochleistungsbeton / TU Dresden, Institut für Tragwerke und Baustoffe, Lehrstuhl für Massivbau. 2001. – Forschungsbericht

- [202] CURBACH, M. (Hrsg.): *Arbeitsbericht des Sonderforschungsbereiches 528*. Technische Universität Dresden, 01062 Dresden : SFB 528, 2001
- [203] DAVIDGE, R. W.; TAPPIN, G.: The Effective Surface Energy of Brittle Materials. *Journal of Materials Science* 3 (1968), S. 165–173

A Probekörpervorverformungen

A.1 Einleitung

In Abschnitt 3.1.5 wurde auf die Einflüsse des Versuchsaufbaus eingegangen. Als besonders störend für die Phase des Versuchs, in dem sich die Probe im Zustand I (ungerissener Beton) befindet, wurde die Krümmung infolge ungleichmäßigen Schwindens genannt. Hier soll durch eine Näherungsrechnung die Auswirkung einer solchen Vorkrümmung auf die Risslast N_u und die im Versuch gemessene Verformung ε bzw. die gemessene Steifigkeit (E-Modul) E untersucht werden.

Die Krümmung der Probe wird mit ungleichmäßigem Schwinden von Betonier- und Schalseite begründet. Offensichtlich muss über die Länge der Probe ein konstanter Unterschied im Schwindmaß angenommen werden, so dass eine kreisförmige Verformung die exakte Lösung beschreibt, siehe Bild A.1(a). Bei der Belastung der Probe setzt sich die Längenänderung aus einem Anteil Normalkraftdehnung $\varepsilon = N/(E A)$ und einem Anteil Biegeverformung $\varepsilon = \Delta l/l$ nach Bild A.1(b) zusammen. Bezieht man die Betrachtungen auf den 200 mm langen Messbereich in der Mitte der Probe, so heißt der zweite Anteil entsprechend $\varepsilon = \Delta l_m/l_m$.

A.2 Mathematische Beschreibung

Es werden folgende Annahmen getroffen:

- Die Betonzugfestigkeit habe einen festen Wert σ ;
- Die BERNOULLI-Hypothese vom Ebenbleiben der Querschnitte soll gelten, d. h. Schubverzerrungen werden vernachlässigt und der Anteil der Normalkraftdehnung ermittelt sich zu $\varepsilon = N/E A$;
- Für die Ermittlung der Momentenverformung wird die Änderung der Basislänge Δl bzw. Δl_m am dehnsteifen Stab ($E A = \infty$) ermittelt. Sie entspricht dem im Versuch erfassten Anteil der Längenänderung infolge „Geradeziehen“.

Aufgrund der einfacheren mathematischen Behandlung wird für die Vorverformung auf einen Polynomansatz zurückgegriffen. Damit liegt die Ausgangsform $y(x)$ der vorverformten Probe fest:

$$y(x) = -4 \frac{f_0 \left(x - \frac{1}{2}l\right)^2}{l^2} + f_0 \quad (\text{A.1})$$

mit der Länge der Probe l , dem Stich f_0 sowie den Koordinaten x und y . Die Momentenverteilung lautet

$$M(x) = N (y(x) + w(x)) , \quad (\text{A.2})$$

so dass die Differenzialgleichung der Biegelinie die Form

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2} w(x) - \frac{N w(x)}{E I} = r \quad (\text{A.3})$$

mit der Störfunktion r

$$r = \frac{N}{E I} \cdot y(x) \quad (\text{A.4})$$

auf der rechten Seite der Gleichung annimmt. Mit festliegenden geometrischen Randbedingungen $w(x=0) = w(x=l) = 0$ lässt sich die Differentialgleichung lösen und man erhält

$$\begin{aligned} w(x) = & 4 \frac{f (2 E I - N x l + N x^2)}{N l^2} + 8 \frac{E I f \left(e^{\sqrt{\frac{N}{E I}} l} - 1 \right) \sinh \left(\sqrt{\frac{N}{E I}} x \right)}{N l^2 \left(e^{\sqrt{\frac{N}{E I}} l} + 1 \right)} - \\ & - 8 \frac{E I f \cosh \left(\sqrt{\frac{N}{E I}} x \right)}{N l^2} \end{aligned} \quad (\text{A.5})$$

als Lösung für die Biegelinie. Damit erhält man durch zweimaliges Ableiten auch die Funktion des Momentes:

$$M(x) = E I \left(8 \frac{f}{l^2} - 8 \frac{f \cosh \left(\sqrt{\frac{N}{E I}} x \right)}{l^2} + 8 \frac{f \left(e^{\sqrt{\frac{N}{E I}} l} - 1 \right) \sinh \left(\sqrt{\frac{N}{E I}} x \right)}{l^2 \left(e^{\sqrt{\frac{N}{E I}} l} + 1 \right)} \right) \quad (\text{A.6})$$

Bei gegebener Betonzugfestigkeit σ_{bz} beträgt die Bruchkraft einer ideal geraden Probe $N_u = \sigma_{bz} \cdot A_b$. Bei der oben angenommenen parabelförmigen Vorverformung f_0 kommt eine Biegebelastung entlang der Probe hinzu. Da die Durchbiegung bei $l/2$ am größten ist, muss – unter der Voraussetzung eines festen Wertes für die Betonzugfestigkeit entlang der Probe – die Probe bei $l/2$ versagen, wenn in der äußersten Querschnittsfaser auf der Innenseite der Krümmung die Betonzugfestigkeit erreicht wird. Mit dem Stich $f_0 + w(l/2)$ in Probenmitte und dem bekannten Zusammenhang $\sigma_{bz} = N/A_b + \pm M/W$ ermittelt sich die Bruchlast zu

$$N(f) = \frac{\sigma_{bz} A_b W}{W + A_b (f_0 + w(l/2))} . \quad (\text{A.7})$$

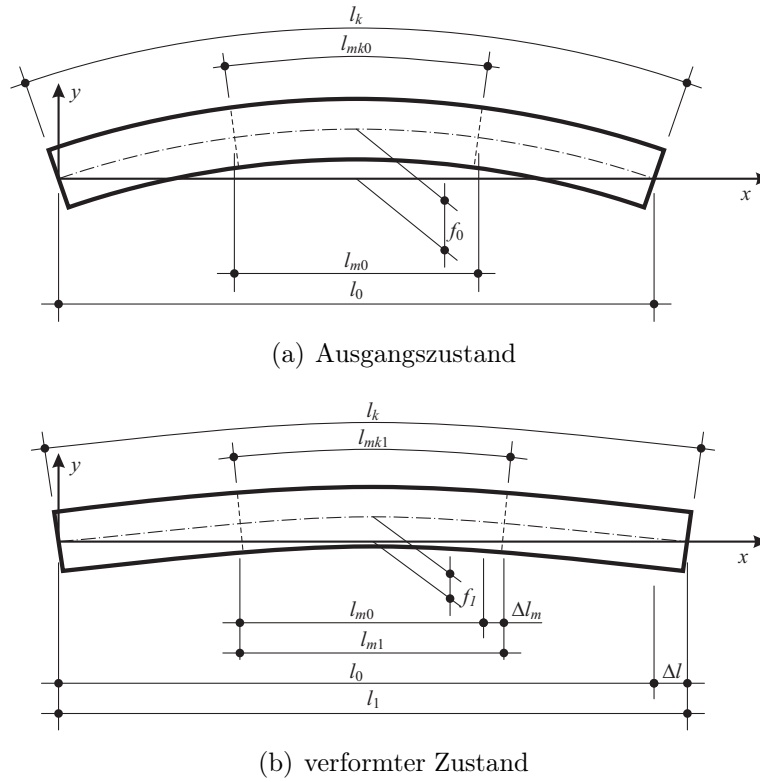


Bild A.1: Vorverformung und Verformung durch Normalkraftbelastung am Dehnkörper mit zugehörigen Bezeichnungen

Sie ist also abhängig von dem sich unter der Last N einstellenden Stich ($f_0 + w(l/2)$) in der Mitte der Probe.

Die durch die Messeinrichtung erfassten Verformungen bei Belastung der vorverformten Probe lassen sich hinsichtlich ihrer Ursache unterscheiden in solche aus Normalkraftdehnung und solche aus Biegeverformung. Durch die Verringerung des Stiches f während der Belastung der Dehnkörper wird also die gemessene Dehnung scheinbar erhöht. Als Folge zeigen die Messergebnisse eine von der Vorverformung abhängige geringere Steifigkeit. Die Auswirkungen sollen durch die folgende Überschlagsrechnung abgeschätzt werden. Dazu benötigen wir die Basislängen des Probekörpers vor der Belastung und bei einer bestimmten Belastung. Ausgewählt wurde zunächst die Betonrisslast $N_u(f)$. Die Kurvenlänge l_k der Probe kann bekanntlich durch

$$l_k = \int_0^l \sqrt{1 + y'^2} \quad (\text{A.8})$$

ermittelt werden. Durch die Annahme eines dehnsteifen Stabes ändert sich bei Belastung die Kurvenlänge l_k nicht, sondern nur die zugehörige Basislänge um den Betrag Δl bzw. Δl_m , siehe Bild A.1(b). Interpretiert man diese Änderung der Basislänge als Dehnung – denn als solche geht sie in die Messung beim Versuch ein – so lässt sich der Einfluss der Vorverformung f auf die gemessene Dehnung unmittelbar ablesen.

A.3 Ergebnis

Bild A.2 zeigt die Ergebnisse einer quantitativen Auswertung mit folgenden Annahmen: Probengeometrie¹ wie in Abschnitt 3.1.4, Stich $f_0 = 0 \dots 10$ mm, Betonzugfestigkeit $\sigma_{fu} = 1 \dots 10$ N/mm², Elastizitätsmodul $E_b = 30\,000$ N/mm². Es ist deutlich zu erkennen, dass Erstrisslast und zugehörige Dehnungen schon bei kleinen Ausmitten erheblich zurückgehen. Bild A.2 zeigt die Ergebnisse, wie sie sich in dem 200 mm langen Messbereich in der Mitte der Probe ergeben. Der Anteil der Verformungen aus der Momentenbelastung liegt deutlich niedriger als beim Bezug auf die freie Länge. Dafür ist der Rückgang von Erstrisskraft und zugehöriger Dehnung noch stärker ausgeprägt.

Es zeigt sich, dass schon geringe Abweichungen von der ideal geraden Form zu einem erheblichen Rückgang der Erstrisslast führen. Nach Meinung des Verfassers ist es vom Aufwand her nicht vertretbar, den Versuchsaufbau so zu verändern, dass die Erstrisslast und die zugehörige Dehnung zuverlässig bestimmt werden können.

Im Verlauf der Auswertung der Dehnkörperversuche interessiert auch die Steifigkeit der Probe im ungerissenen Zustand, also der Elastizitätsmodul des Verbundwerkstoffs. Aus Bild A.2 lässt sich erkennen, dass der E-Modul – im Gegensatz zu Bruchkraft und Bruchdehnung – erst bei wesentlich größeren Vorverformungen signifikant beeinflusst wird. In Bild A.4 ist dieser Unterschied klar ersichtlich. Der E-Modul lässt sich noch bis zu einem f von 1 mm aus dem Versuch ablesen. Erstrissspannung und zugehörige Dehnung sind schon bei einem f von wenigen 10-tel Millimetern nicht mehr brauchbar. Der Anteil aus der Momentenverformung führt dazu, dass die Bruchdehnung bei Erstriss scheinbar langsamer sinkt als die Erstrisskraft.

A.4 Schlussfolgerungen

Aus den Ergebnissen dieser numerischen Betrachtung lassen sich folgende Schlussfolgerungen ziehen:

- Die Erstrisslast kann mit dem verwendeten Versuchsaufbau auf direktem Weg nicht zuverlässig bestimmt werden. Schon bei einem geringen Stich f übertrifft der Einfluss dieses geometrischen Mangels die übliche Streuung der Versuchsergebnisse.
- Auch die Erstrissverformung (Erstrissdehnung) kann aufgrund des nährungsweisen linearen Zusammenhangs mit der Erstrisslast auf direktem Weg nicht zuverlässig bestimmt werden.
- Der E-Modul kann in Grenzen mit diesem einfachen Versuchsaufbau bestimmt werden. Empfohlene Grenzen: rechnerisch beträgt die Abweichung des gemessenen Wertes vom wirklichen Wert bis zu einer Vorverformung von $f = 1$ mm weniger als 0,8 % bzw. bis zu einer Verformung von $f = 2$ mm weniger als 3,3 %. Da der E-Modul selber einen Variationskoeffizienten von 0,05 bis 0,12 besitzt

¹Als maßgebende Länge wurden 400 mm angenommen, das entspricht etwa dem Abstand der Schwerpunkte der Lasteinleitung in die Probe.

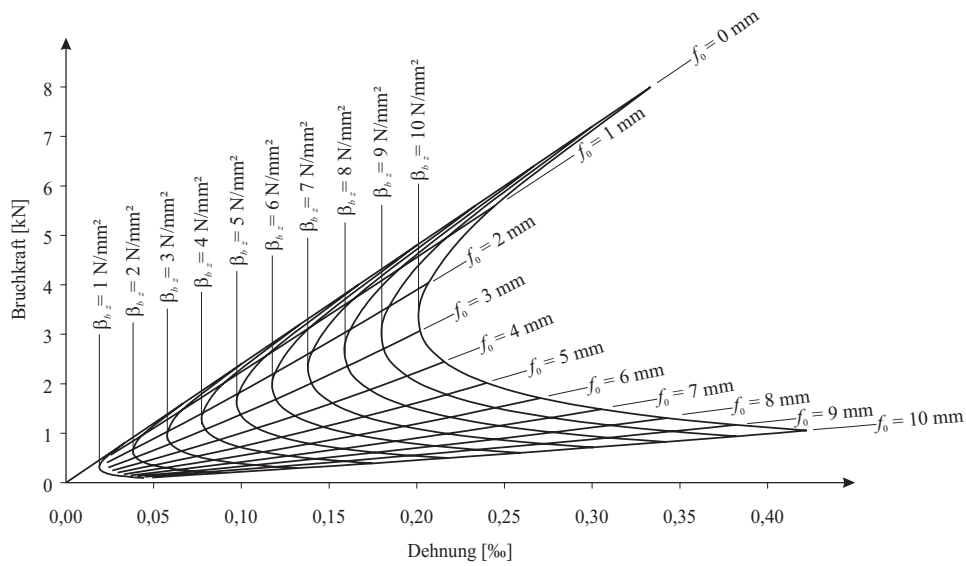


Bild A.2: Kraft-Verformungs-Verhalten am vorverformten Dehnkörper, bezogen auf die freie Länge

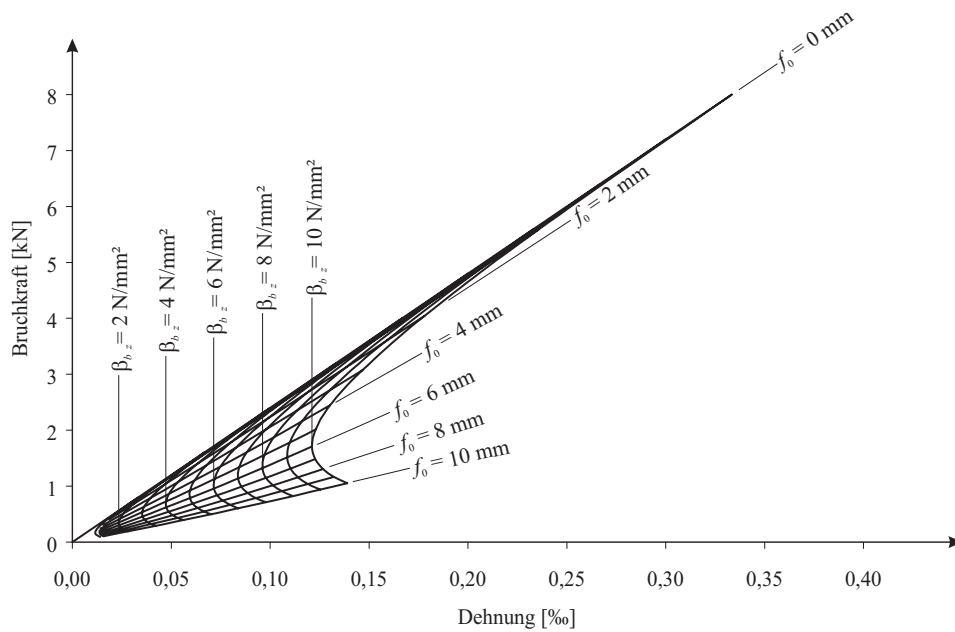


Bild A.3: Kraft-Verformungs-Verhalten am vorverformten Dehnkörper, bezogen auf den Messbereich

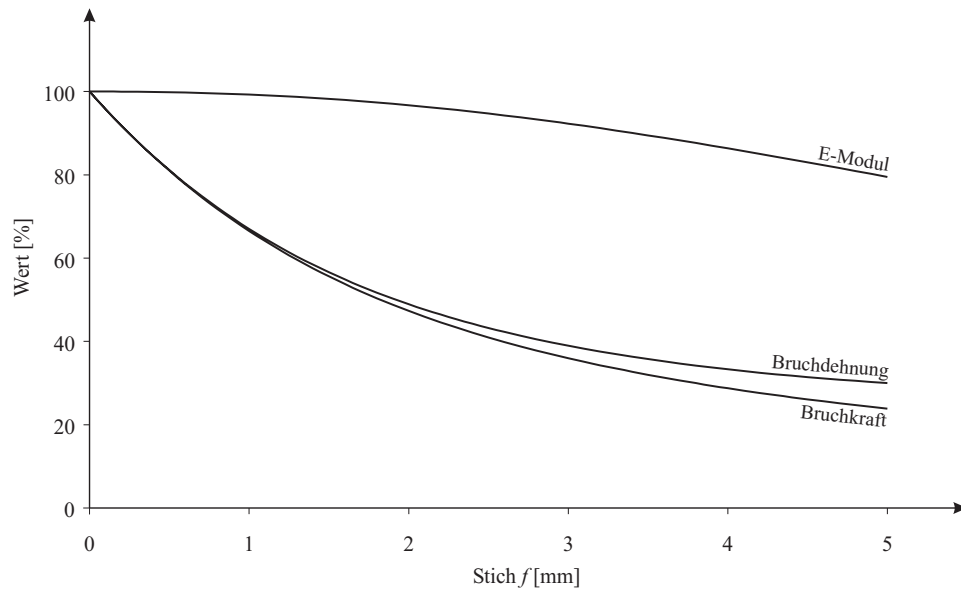


Bild A.4: Reduzierung von gemessenem E-Modul, Erstrisskraft und zugehöriger Dehnung mit zunehmendem Stich f . Annahmen: freie Länge 400 mm; Messlänge 200 mm; Proben-
dicke 8 mm; Betonzugfestigkeit 7 N/mm²; E-Modul 30 000 N/mm²;

[196, 197, 198, 199], kann zumindest ein Stich von 1 mm bedenkenlos akzeptiert werden. Durch CURBACH, HAMPEL ET AL. [200] und CURBACH & SPECK [201] konnte am Hochleistungsbeton unter Laborbedingungen in allen Fällen ein Variationskoeffizient von teilweise deutlich unter 0,05 erreicht werden.

B Technische Angaben zu den Fasern

In den nachfolgenden Tabellen werden Eigenschaften der verwendeten Fasermaterialien zusammengestellt. Sie werden durch die im SFB 528 übliche Nomenklatur gekennzeichnet:

XXX-YYY111-22-Z

Dabei bedeuten:

XXX Hersteller

NEG: Nippon Electric Glass Co., Ltd (Abkürzung NEG)

VET: Saint-Gobain Vetrotex Deutschland GmbH (Abkürzung: VET)

WEK: Westfalia Kunststoffe GmbH, Minden (Abkürzung: WEK)

YYY Material

ARG: Alkaliresistentes Glasfilamentgarn

PP(B): Polypropylen in der Aufmachung als Foliebändchen

111 Garnfeinheit in tex

22 Fortlaufende Nummer für Liefercharge

Z Beschichtung

Weitergehende Informationen können den Veröffentlichungen des SFB 528 entnommen werden, z. B. [202]. Für diese Arbeit wurden die ermittelten Dichten von $2,817 \text{ g/cm}^3$ für NEG-AR-Glas und $2,74 \text{ g/cm}^3$ für VET-AR-Glas verwendet. Die Filamentkennwerte entsprechen dem Mittelwert von 100 Messwerten von einer Spule. Die Kennwerte der Filamentgarne sind Mittelwerte von mehreren Spulen aus jeweils 20 Messwerten. Der E-Modul ist ein Sekantenmodul zwischen 0,5 und 1,0 % Dehnung für Filamente bzw. 0,25 und 0,5 % für Garne.

Tabelle B.1: Eigenschaften von Filamenten aus Filamentgarnen

Bezeichnung	Durch- messer [μm]	mechan. Eigenschaften		
		ε_{fu} [%]	σ_{fu} [N/mm ²]	E_f [N/mm ²]
NEG-ARG155-01	13,60	2,80	2134	79,52
NEG-ARG310-01	12,94	3,04	2271	78,56
NEG-ARG620-01	12,76	2,78	2076	79,00
NEG-ARG620-02	12,96	2,84	2079	80,25
NEG-ARG620-05	12,99	2,62	1946	79,93
NEG-ARG620-07	13,70	2,55	2048	83,19
NEG-ARG620-11	13,36	2,67	2138	82,86
NEG-ARG1100-01	15,14	2,73	2061	79,51
NEG-ARG2500-01	22,96	1,91	1574	83,34
VET-ARG320-01	13,50	3,13	2288	75,70
VET-ARG640-03	13,59	2,58	1917	75,77
VET-ARG2400-02	26,20	2,25	1710	76,32

Tabelle B.2: Eigenschaften von Filamentgarnen

Bezeichnung	Feinheit		Anzahl Filamente [Stck.]	mechan. Eigenschaften		
	Soll [tex]	Ist [tex]		ε_{fu} [%]	σ_{fu} [N/mm ²]	E_f [N/mm ²]
NEG-ARG155-01	155	154	400	1,44	1094	79,28
NEG-ARG310-01	310	309	800	1,89	1357	79,95
NEG-ARG620-01	620	614	1600	1,81	1341	82,38
NEG-ARG620-01-PP	620	614	1600	2,47	1900	82,10
NEG-ARG620-02	620	626	1600	1,03	761	78,96
NEG-ARG620-02-PP	620	626	1600	1,38	1057	83,05
NEG-ARG620-05	620	617	1600	1,03	751	78,40
NEG-ARG620-07	620	656	1600	1,54	1025	81,14
NEG-ARG620-11	620	646	1600	1,71	1309	80,70
NEG-ARG1100-01	1100	1114	2000	0,74	574	81,17
NEG-ARG2500-01	2500	2624	2000	0,68	444	77,54
VET-ARG320-01	320	331	1600	2,11	1409	75,22
VET-ARG640-03	640	665	1600	2,18	1445	74,10
VET-ARG2400-02	2400	2356	1600	1,92	1208	74,96
WEK-PP(B)220-01	220	219	—	5,67	463	10,29

C Technische Angaben zu den Textilien

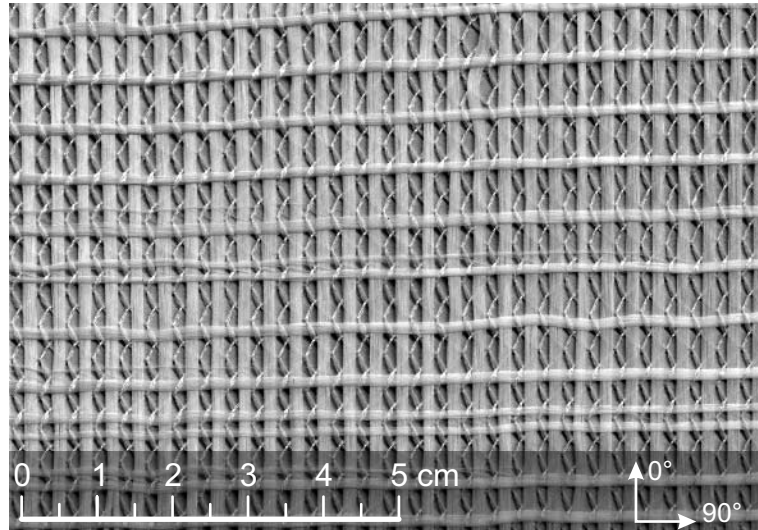
Die Tabelle enthält eine Übersicht der verwendeten textilen Strukturen. Zur Kennzeichnung wird folgende Nomenklatur des SFB 528 verwendet:

NWM3 Nähwirkmaschine Typ Malimo 14024 Multiaxial

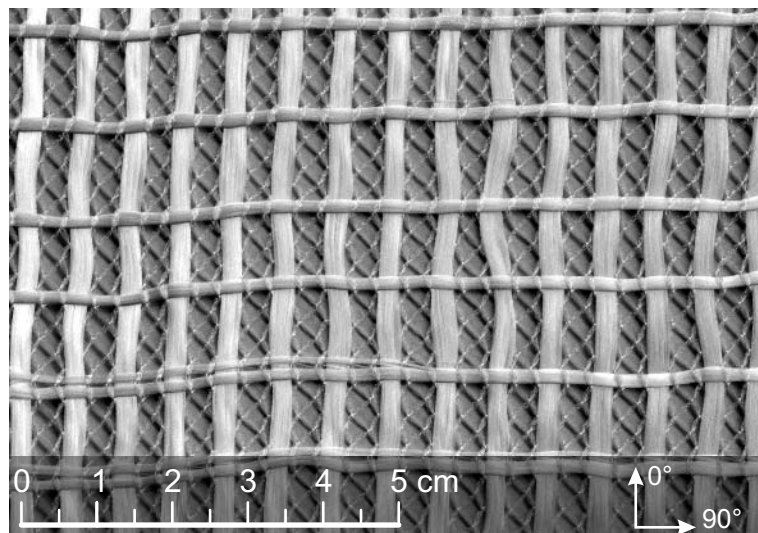
NWM4 Nähwirkmaschine Typ Malimo 14022 Parallelschuss

Die anschließenden Nummern wurden bei der Herstellung in aufsteigender Reihenfolge vergeben und haben keine spezielle Bedeutung. Der angegebene Winkel bezieht sich auf die Herstellungsrichtung, d. h. ein Winkel von 0° bezeichnet den Kettfaden und alle Winkelangaben $\neq 0^\circ$ bezeichnen Schussfäden und den Winkel, den diese zur Herstellungsrichtung bzw. zum Kettfaden haben.

Nummer	Wirkfaden	Bindung	Stichlänge [mm]	Flächengewicht [g/m ²]
	Lage	Material	Winkel [°]	Achsabstand [mm]
NWM3-019-00	PP-t	Trikot	2,5	141,32
	1	NEG-ARG310-01	90	7,2
	2	NEG-ARG310-01	0	3,6

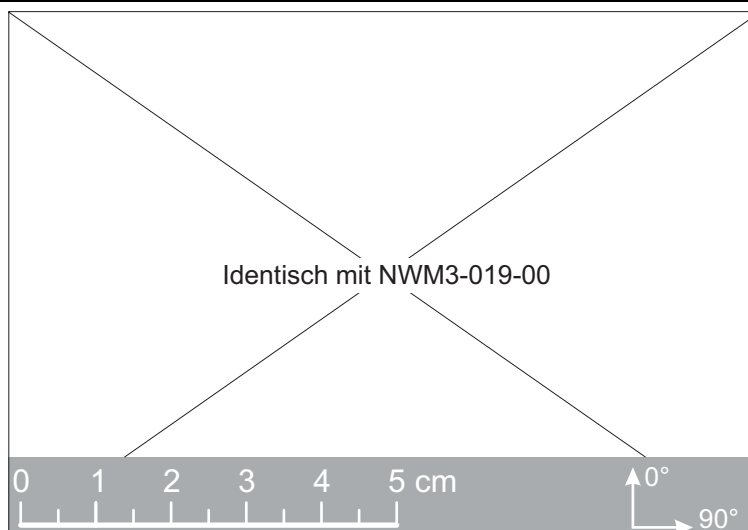


NWM3-022-00	PP-t	Trikot	2,5	208,52
	1	NEG-ARG620-01	90	14,4
	2	NEG-ARG1100-01	0	7,2

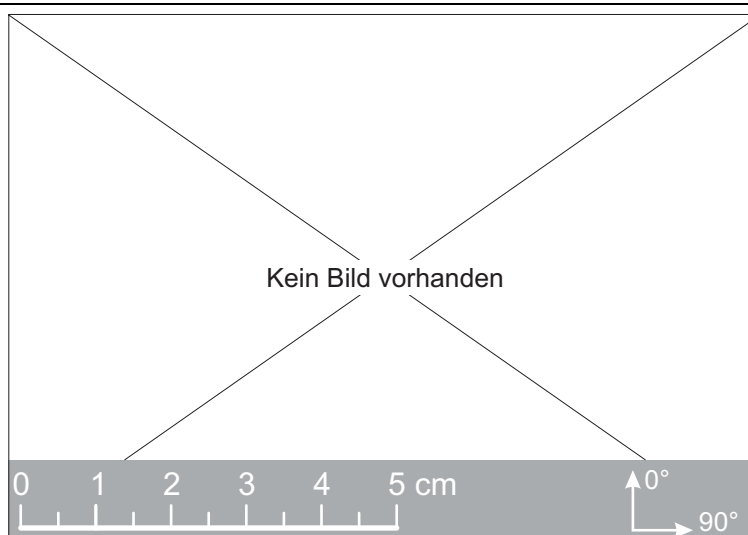


Fortsetzung...

Nummer	Wirkfaden	Bindung	Stichlänge [mm]	Flächengewicht [g/m ²]
	Lage	Material	Winkel [°]	Achsabstand [mm]
NWM3-028-00	PP-t	Trikot	2,5	141,45
	1	NEG-ARG310-01	90	7,2
	2	NEG-ARG310-01	0	3,6

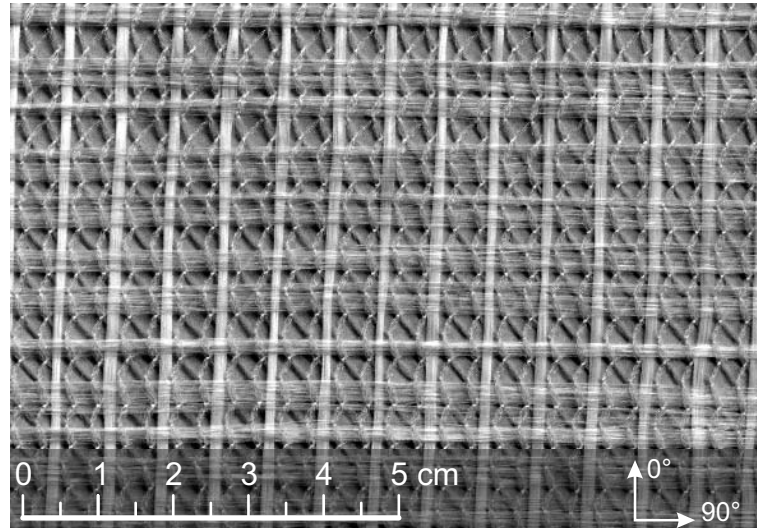


NWM3-029-00	PP-t	Trikot	2,5	228,25
	1	NEG-ARG310-01	90	7,2
	2	NEG-ARG620-01	0	3,6

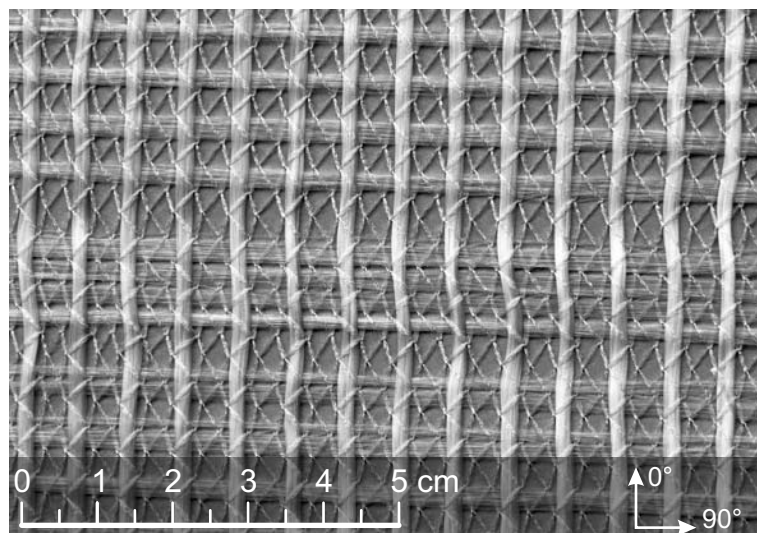


Fortsetzung...

Nummer	Wirkfaden	Bindung	Stichlänge [mm]	Flächengewicht [g/m ²]
	Lage	Material	Winkel [°]	Achsabstand [mm]
NWM3-030-00	PP-t	Trikot	3,5	84,75
	1	WEK-PP(B)220-01	90	7,2
	2	NEG-ARG310-01	0	7,2

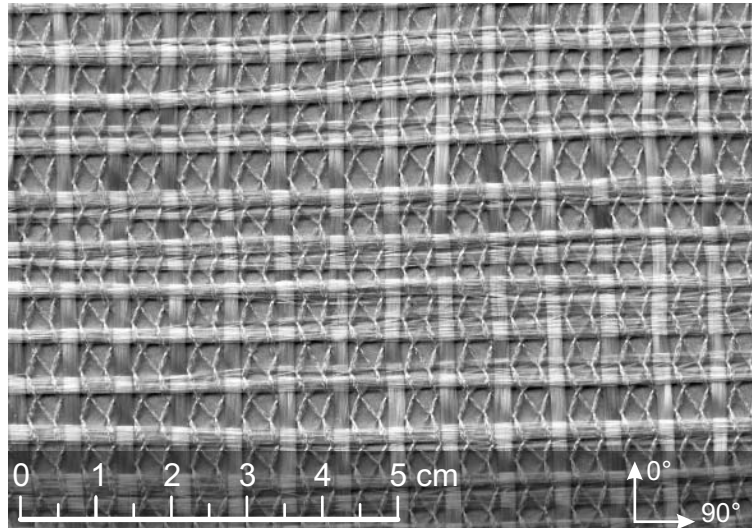


NWM3-031-00	PP-t	Trikot	3,5	128,15
	1	WEK-PP(B)220-01	90	7,2
	2	2× NEG-ARG310-01	0	7,2

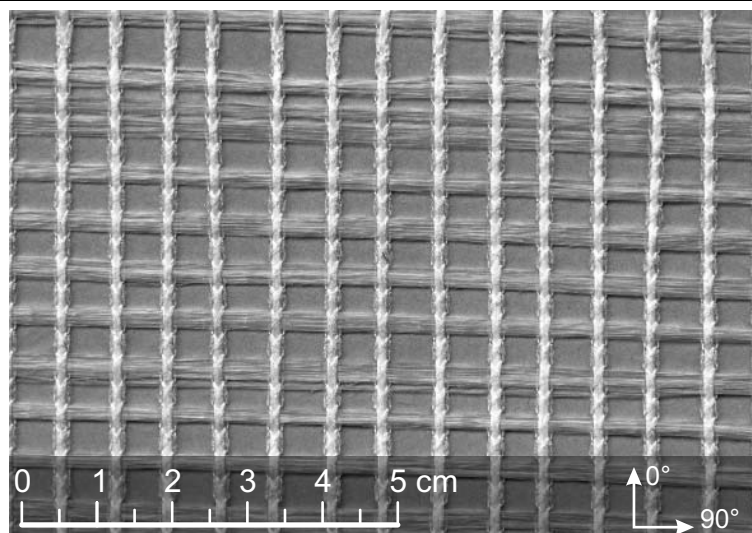


Fortsetzung...

Nummer	Wirkfaden	Bindung	Stichlänge [mm]	Flächengewicht [g/m ²]
	Lage	Material	Winkel [°]	Achsabstand [mm]
NWM3-032-00	PP-t	Trikot	3,5	128,15
	1	WEK-PP(B)220-01	90	7,2
	2	NEG-ARG620-01	0	7,2

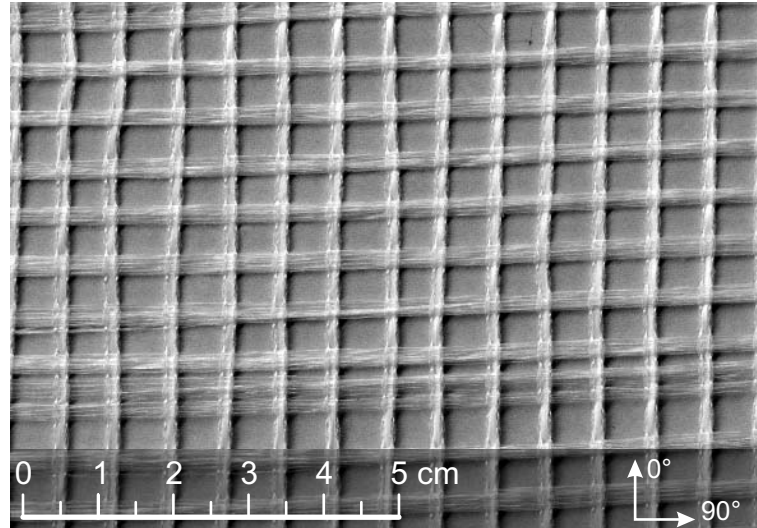


NWM3-033-00	PP-t	Trikot gegenlegig	3,5	127,47
	1	WEK-PP(B)220-01	90	7,2
	2	2× NEG-ARG310-01	0	7,2

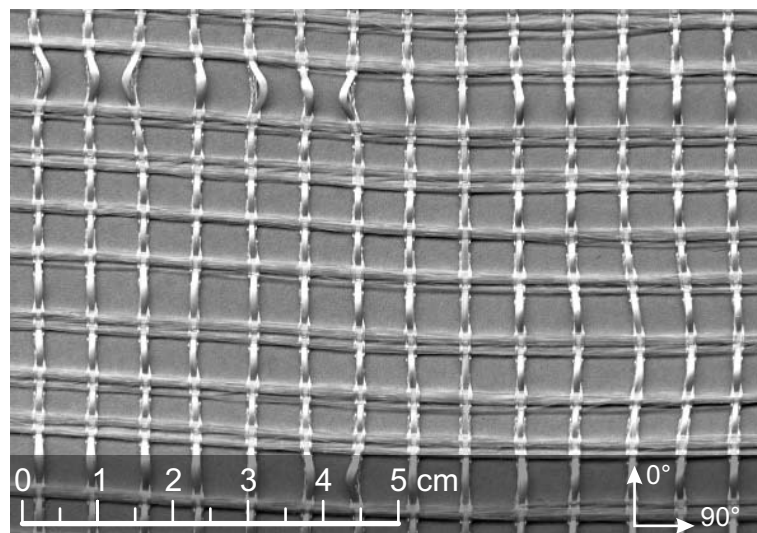


Fortsetzung...

Nummer	Wirkfaden	Bindung	Stichlänge [mm]	Flächengewicht [g/m ²]
	Lage	Material	Winkel [°]	Achsabstand [mm]
NWM3-034-00	PP-t	Trikot gegenlegig	3,5	127,47
	1	WEK-PP(B)220-01	90	7,2
	2	NEG-ARG620-01	0	7,2

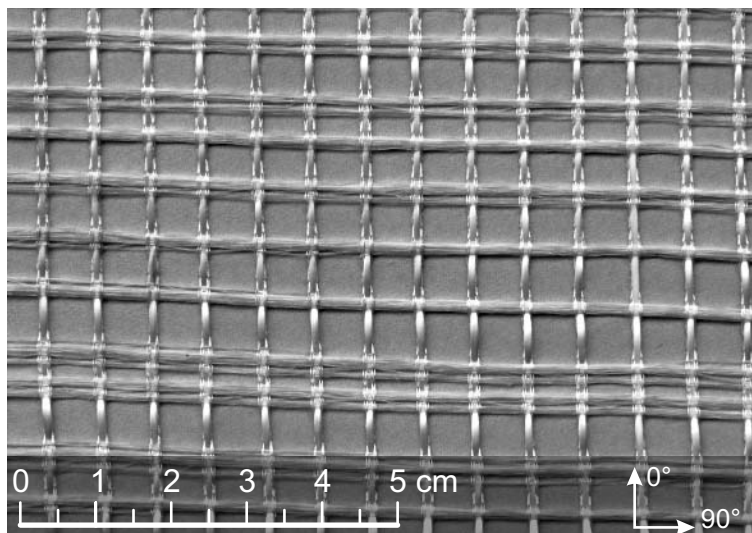


NWM3-035-00	PP-t	Trikot gegenlegig	2,0	128,83
	1	WEK-PP(B)220-01	90	7,2
	2	2× NEG-ARG310-01	0	7,2

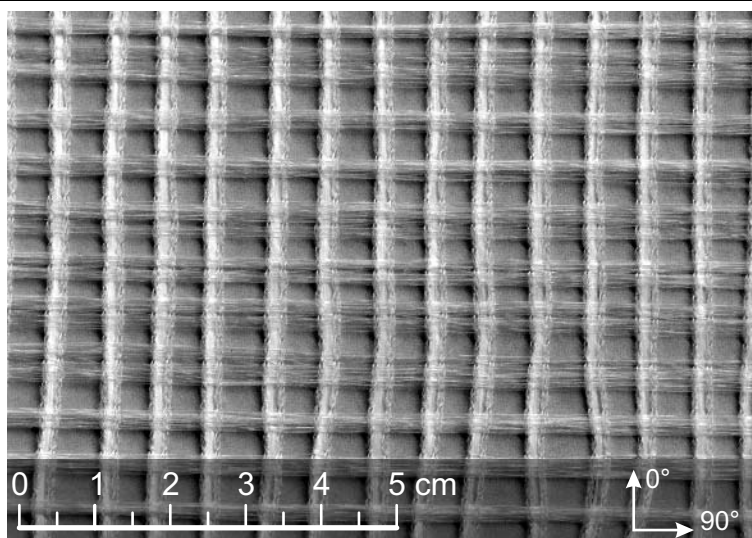


Fortsetzung...

Nummer	Wirkfaden	Bindung	Stichlänge [mm]	Flächengewicht [g/m ²]
	Lage	Material	Winkel [°]	Achsabstand [mm]
NWM3-036-00	PP-t	Trikot gegenlegig	2,0	128,83
	1	WEK-PP(B)220-01	90	7,2
	2	NEG-ARG620-01	0	7,2

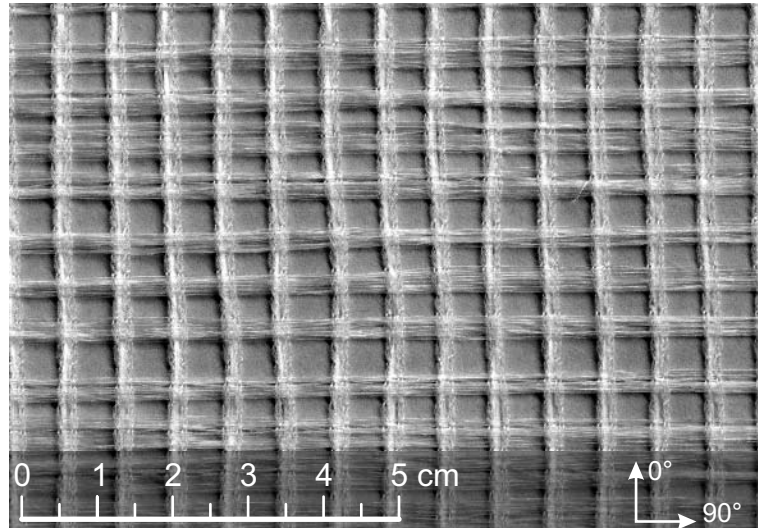


NWM3-037-00	PP-t	Franse-Trikot	3,5	127,2
	1	WEK-PP(B)220-01	90	7,2
	2	2× NEG-ARG310-01	0	7,2

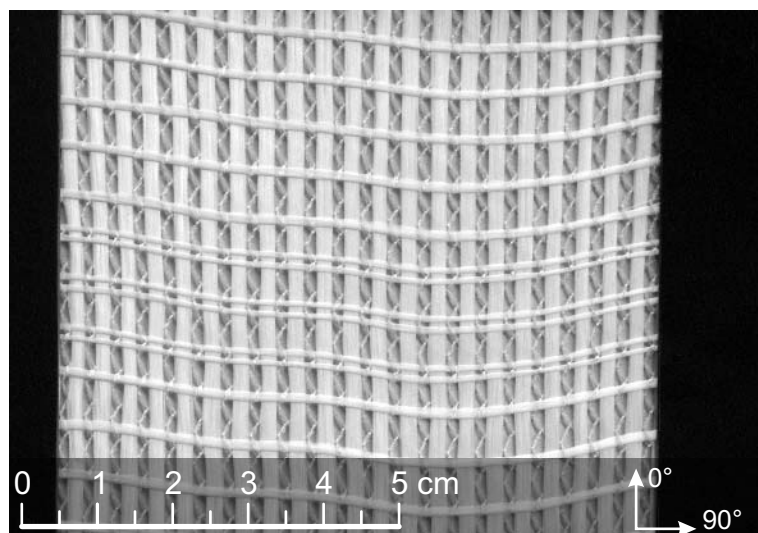


Fortsetzung...

Nummer	Wirkfaden	Bindung	Stichlänge [mm]	Flächengewicht [g/m ²]
	Lage	Material	Winkel [°]	Achsabstand [mm]
NWM3-038-00	PP-t	Franse-Trikot	3,5	127,2
	1	WEK-PP(B)220-01	90	7,2
	2	NEG-ARG620-01	0	7,2

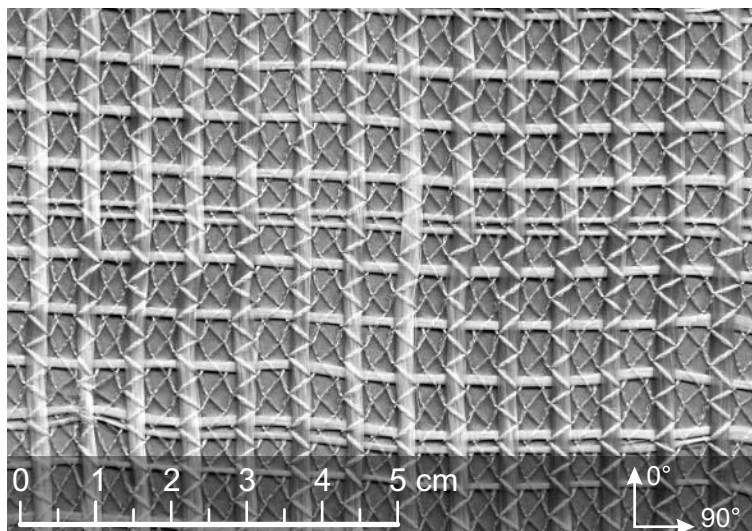


NWM3-004-01	PP-t	Trikot	2,5	228,38
	1	2× NEG-ARG155-01	90	7,2
	2	2× NEG-ARG310-01	0	3,6

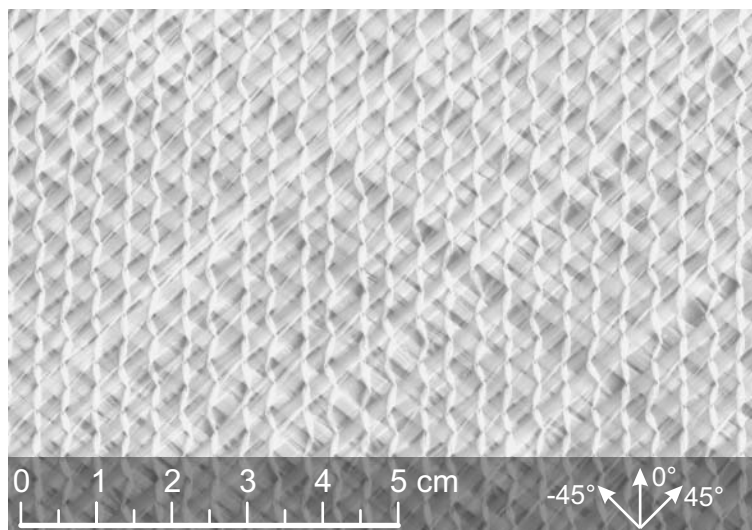


Fortsetzung...

Nummer	Wirkfaden	Bindung	Stichlänge [mm]	Flächengewicht [g/m ²]
	Lage	Material	Winkel [°]	Achsabstand [mm]
NWM3-005-01	PP-t	Trikot	2,5	208,78
	1	2× NEG-ARG155-01	90	7,2
	2	NEG-ARG1100-01	0	7,2

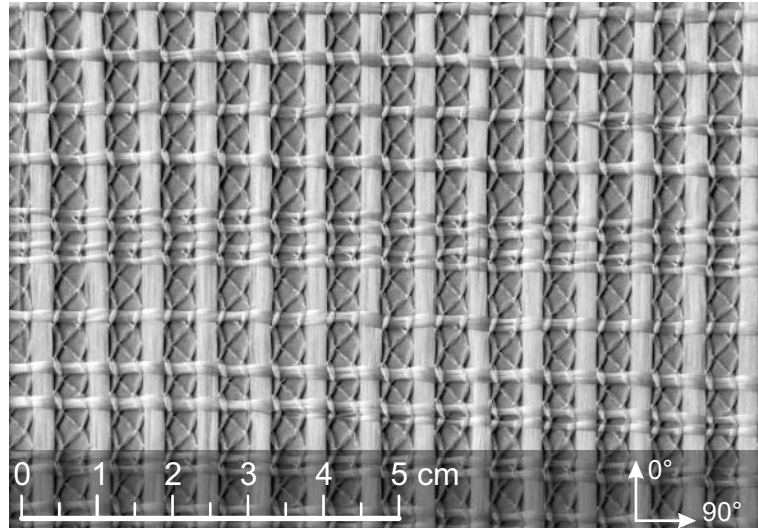


NWM3-012-01	PP-t	Trikot	4,5	459,95
	1	2× NEG-ARG1100-01	45	10,2
	2	2× NEG-ARG1100-01	-45	10,2
	3	WEK-PP(B)220-01	0	10,8

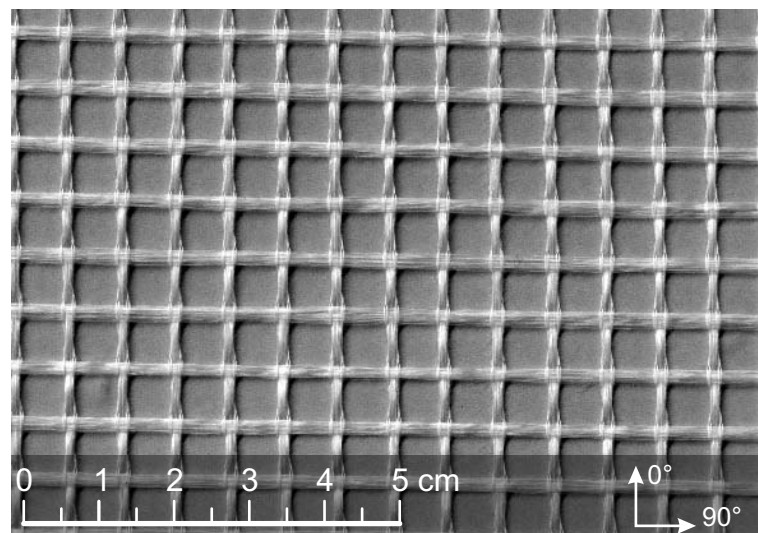


Fortsetzung...

Nummer	Wirkfaden	Bindung	Stichlänge [mm]	Flächengewicht [g/m ²]
	Lage	Material	Winkel [°]	Achsabstand [mm]
NWM3-013-01	PP-t	Trikot	2,5	208,78
	1	2× NEG-ARG155-01	90	7,2
	2	NEG-ARG1100-01	0	7,2

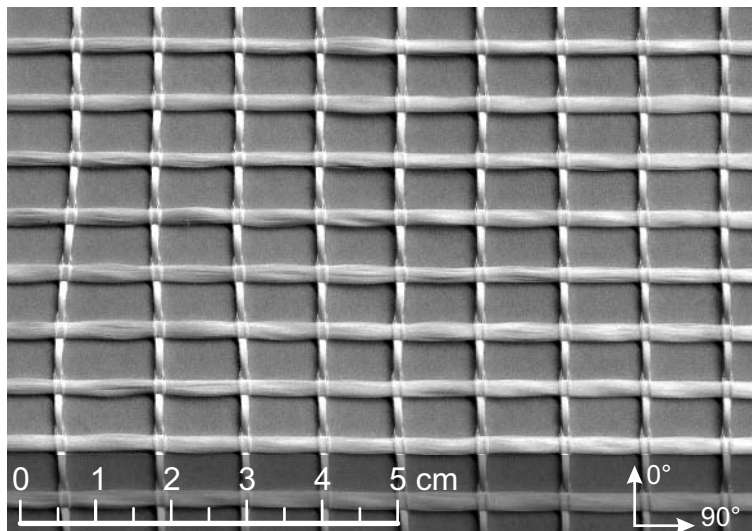


NWM4-001-01	PES-t	Trikot gegenlegig	2,4	180,89
	1	NEG-ARG620-05	0	7,2
	2	NEG-ARG620-05	90	7,2

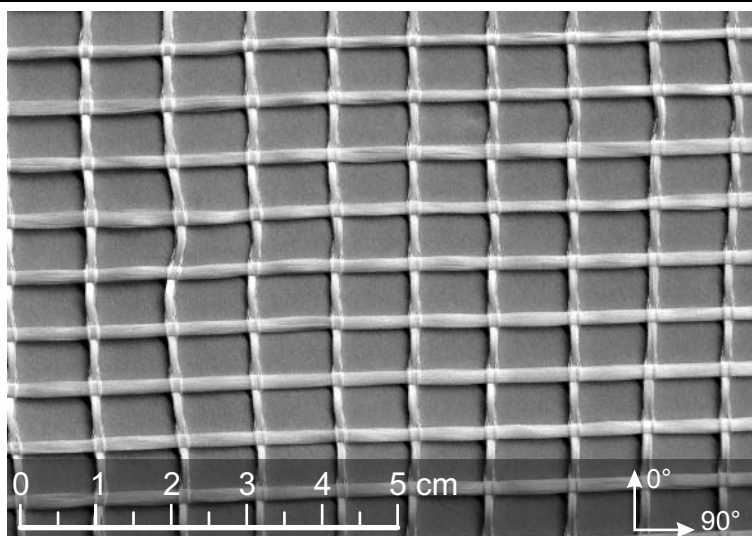


Fortsetzung...

Nummer	Wirkfaden	Bindung	Stichlänge [mm]	Flächengewicht [g/m ²]
	Lage	Material	Winkel [°]	Achsabstand [mm]
NWM4-003-03	PP-t	Trikot gegenlegig	1,8	219,77
	1	NEG-ARG620-05	0	10,8
	2	VET-ARG1100-01	90	7,2

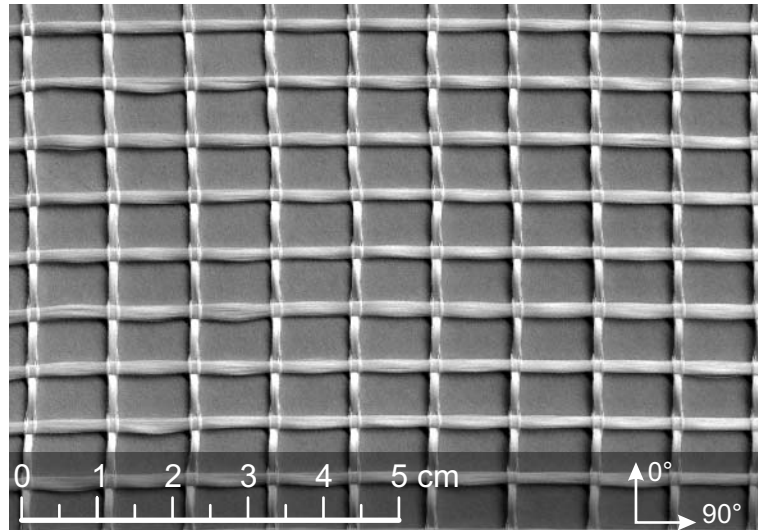


NWM4-004-03	PP-t	Trikot gegenlegig	2,4	151,68
	1	NEG-ARG620-05	0	10,8
	2	NEG-ARG620-01	90	7,2

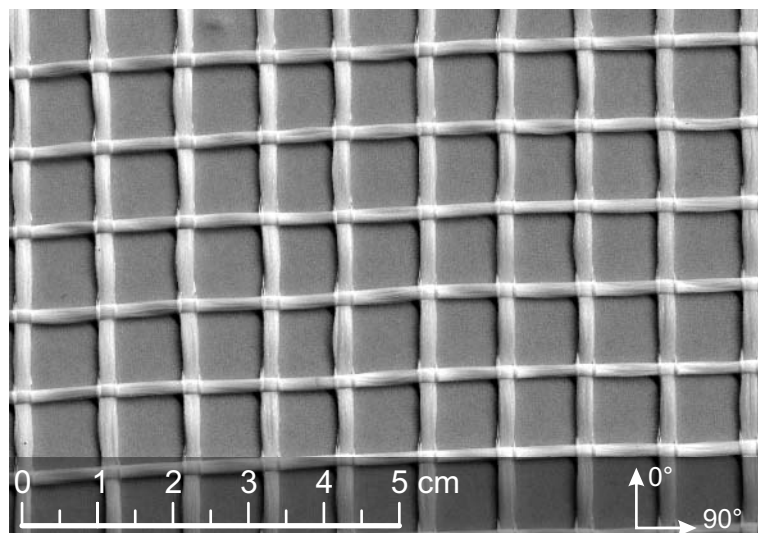


Fortsetzung...

Nummer	Wirkfaden	Bindung	Stichlänge [mm]	Flächengewicht [g/m ²]
	Lage	Material	Winkel [°]	Achsabstand [mm]
NWM4-005-03	PP-t	Trikot gegenlegig	2,4	151,68
	1	NEG-ARG620-05	0	10,8
	2	NEG-ARG620-05	90	7,2

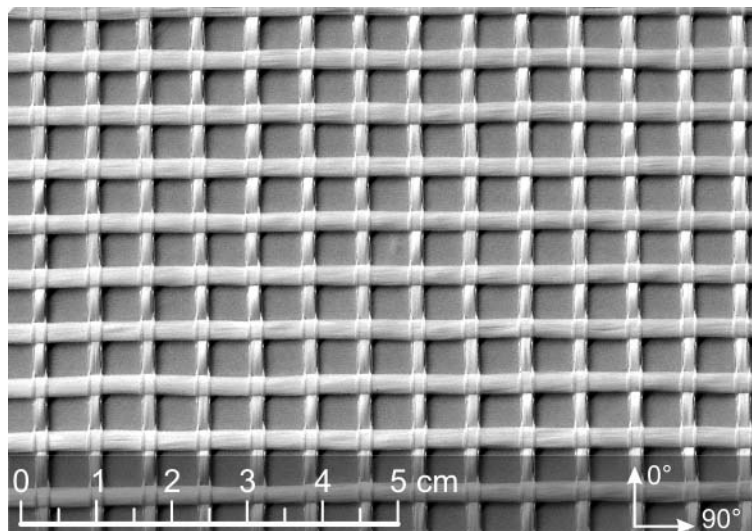


NWM4-011-03	PP-t	Trikot gegenlegig	3,6	291,81
	1	VET-ARG2400-02	0	10,8
	2	VET-ARG640-03	90	10,8

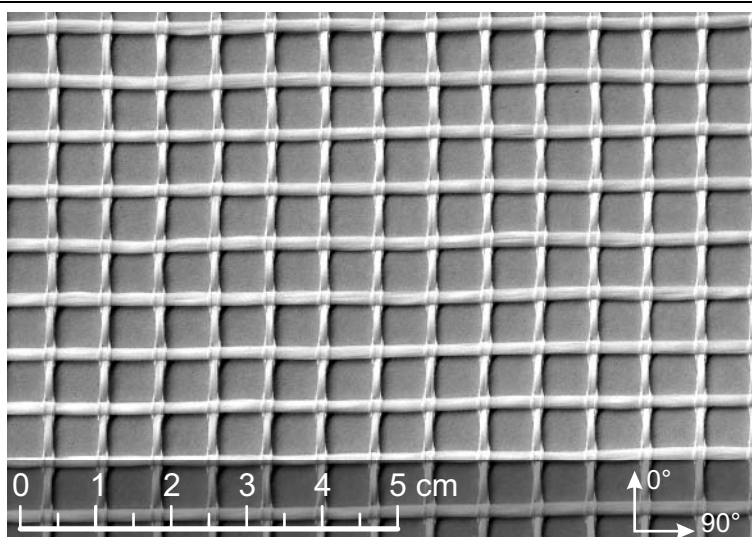


Fortsetzung...

Nummer	Wirkfaden	Bindung	Stichlänge [mm]	Flächengewicht [g/m ²]
	Lage	Material	Winkel [°]	Achsabstand [mm]
NWM4-013-04	PP-t	Trikot gegenlegig	3,6	545,88
	1	2× VET-ARG640-03	0	7,2
	2	2× VET-ARG640-03	90	7,2

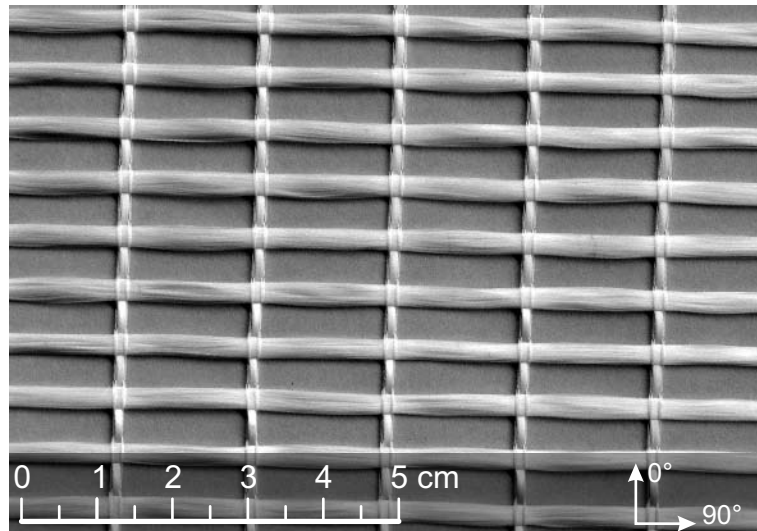


NWM4-014-04	PP-t	Trikot gegenlegig	2,4	192,61
	1	VET-ARG640-03	0	7,2
	2	VET-ARG640-03	90	7,2



Fortsetzung...

Nummer	Wirkfaden	Bindung	Stichlänge [mm]	Flächengewicht [g/m ²]
	Lage	Material	Winkel [°]	Achsabstand [mm]
NWM4-022-04	PP-t	Trikot gegenlegig	3,6	396,19
	1	VET-ARG640-03	0	18
	2	2× VET-ARG640-03	90	7,2



D Messergebnisse der Dünnschliffuntersuchungen

Tabelle D.1: Messwerte der Dünnschliffuntersuchungen (Teil 1)

Bewehrung	Faser	Bindung	Probennr.	Fläche		C.V.	Umfang		Packungsd.		
				$A_{f,t}$	$A_{f,m}$		U_f	C.V.	η_p	C.V.	
				10^{-3} mm^2	%		mm	%	%	%	
NEG-ARG155-01											
unidirektional	NEG-ARG155-01	–	B1-005-07	54,7	92,6	4,7	1,88	13,3	59,1	2,8	
unidirektional	NEG-ARG155-01	–	B1-089-09	54,7	95,1	5,1	2,61	23,4	57,6	2,8	
NEG-ARG310-01											
unidirektional	NEG-ARG310-01	–	B1-004-03	109,7	184,7	9,8	11,51	18,2	59,9	6,2	
NWM3-028-01	NEG-ARG310-01	Trikot 2,5	B1-062-03	109,7	189,8	7,2	6,76	21,2	58,1	4,1	
NEG-ARG310-01-PP											
unidirektional	NEG-ARG310-01-PP	–	B1-076-01	109,7	149,5	3,3	1,57	3,8	73,4	2,4	
2 × NEG-ARG310-01											
NWM3-004-01	2 × NEG-ARG310-01	Trikot 2,5	B1-083-03	219,4	381,0	5,8	7,81	16,8	57,8	3,4	
NWM3-004-01	2 × NEG-ARG310-01	Trikot 2,5	B1-083-04	219,4	374,3	6,6	7,19	19,3	58,8	3,8	
NWM3-031-00	2 × NEG-ARG310-01	Trikot 3,5	B1-082-03	219,4	361,9	5,5	7,18	13,1	60,8	3,4	
NWM3-031-00	2 × NEG-ARG310-01	Trikot 3,5	B1-098-06	219,4	392,5	4,4	10,1	14,1	56,0	2,4	
NWM3-035-00	2 × NEG-ARG310-01	Trikot gegenl. 2,0	B1-112-04	219,4	341,8	6,1	3,44	20,9	64,4	4,0	
NWM3-033-00	2 × NEG-ARG310-01	Trikot gegenl. 3,5	B1-115-05	219,4	344,3	4,6	3,71	13,7	63,8	2,8	
NWM3-037-00	2 × NEG-ARG310-01	Franse Trikot 3,5	B1-117-05	219,4	391,2	10,7	5,29	27,2	56,6	5,5	
VET-ARG320-01											
unidirektional	VET-ARG320-01	–	B1-190-02	116,8	159,0	3,8	6,77	18,3	73,6	2,7	

Tabelle D.2: Messwerte der Dünnschliffuntersuchungen (Teil 2)

Bewehrung	Faser	Bindung	Probennr.	Fläche		Umfang		Packungsd.		
				$A_{f,t}$	$A_{f,m}$	U_f	C.V.	η_p	C.V.	
				10^{-3} mm^2	%	mm	%	%	%	
2 × VET-ARG320										
Drehergewebe/ Schuss	2 × VET-ARG320	Dreher	B1-105-04	233,6	485,2	10,0	6,15	11,7	48,5	4,3
VET-ARG640										
Drehergewebe/ Kette	VET-ARG640	Dreher	B1-106-05	233,6	435,7	6,7	3,77	11,4	53,8	3,7
NEG-ARG620-01										
unidirektional	NEG-ARG620-01	–	B1-011	218,0	482,8	13,7	11,51	21,6	45,9	6,4
NWM3-029-00	NEG-ARG620-01	Trikot 2,5	B1-071-07	218,0	399,9	9,7	8,99	20,3	55,0	5,2
NWM3-032-00	NEG-ARG620-01	Trikot 3,5	B1-119-06	218,0	421,1	5,0	10,11	12,2	52,3	2,5
NWM3-036-00	NEG-ARG620-01	Trikot gegenl. 2,0	B1-122-05	218,0	346,0	5,2	3,81	12,1	63,1	3,2
NWM3-034-00	NEG-ARG620-01	Trikot gegenl. 3,5	B1-121-05	218,0	336,4	9,0	4,02	50,1	65,3	3,2
NWM3-038-00	NEG-ARG620-01	Franse Trikot 3,5	B1-124-05	218,0	406,5	9,8	6,24	13,2	54,1	5,5
NEG-ARG620-01-PP										
unidirektional	NEG-ARG620-01-PP	–	B1-074-05	218,0	287,3	3,4	2,11	1,9	76,0	2,6
NEG-ARG620-02										
unidirektional	NEG-ARG620-02	–	B1-014-02	222,2	500,9	15,0	10,42	17,8	44,3	6,2
NEG-ARG620-02-PP										
unidirektional	NEG-ARG620-02-PP	–	B1-075-02	222,2	294,0	4,4	2,14	2,7	75,7	3,3

Tabelle D.3: Messwerte der Dünnschliffuntersuchungen (Teil 3)

Bewehrung	Faser	Bindung	Probennr.	Fläche		Umfang		Packungsd.		
				$A_{f,t}$	$A_{f,m}$	C.V.	U_f	C.V.	η_p	C.V.
				10^{-3} mm^2	%	mm	%	%	%	
NEG-ARG1100-01										
unidirektional	NEG-ARG1100-01	–	B1-021-02	395,5	750,2	8,4	14,32	13,8	53,0	4,3
NWM3-005-01	NEG-ARG1100-01	Trikot 2,5	B1-088-08	395,5	729,6	3,7	12,72	19,6	54,3	2,0
NWM3-005-01 spritz	NEG-ARG1100-01	Trikot 2,5	B1-104-09	395,5	731,4	6,3	12,27	13,3	54,2	3,2
NWM3-022-00	NEG-ARG1100-01	Trikot 2,5	B1-069-06	395,5	684,2	7,9	13,41	21,3	58,1	4,8
NWM3-022-00	NEG-ARG1100-01	Trikot 2,5	B1-069-07	395,5	636,3	7,7	12,05	23,1	62,5	4,6

E Theoretische Spannungs-Dehnungs-Linien

E.1 Einzelrissbild und mehrfache Rissbildung

Wenn die Matrix bei einer Spannung entsprechend ε_{mu} versagt, wird die Last $\sigma_{fu} V_m$ pro Flächeneinheit des Querschnitts auf die Fasern übertragen. Wird mit der Bruchspannung der Fasern σ_{fu} die Ungleichung

$$\sigma_{fu} V_f \geq \sigma_{mu} V_m + \sigma' V_f \quad (\text{E.1})$$

erfüllt, wobei σ' (gleich $E_f \varepsilon_{mu}$ für eine elastische Matrix) die Spannung in den Fasern ist, bei der die Matrix versagt, dann brechen die Fasern nicht und können sich weiter dehnen. Das führt zur fortschreitenden Rissbildung in der Matrix.

Nach der Entstehung des ersten Risses lassen sich zwei Grenzfälle unterscheiden:

1. Zwischen Fasern und Matrix besteht kein Verbund und Kräfte werden allein durch Reibung mit einer Schubspannung τ' übertragen (ACK-Theorie).
2. Zwischen Fasern und Matrix besteht vollständiger elastischer Verbund, auch nachdem die Matrix gerissen ist, abgesehen von der unmittelbaren Stelle des Risses (AK-Theorie).

Für beide Fälle gilt die Grundgleichung der Kraftübertragung zwischen Faser und Matrix, abgeleitet vom einfachen Kräftegleichgewicht, für den Radius r der einzelnen Faser in einer endlosen Matrix

$$\frac{dF}{dy} = \frac{2 V_f \tau}{r}, \quad (\text{E.2})$$

wobei dF die über das Matrix-Faser-Interface auf der Länge dy mit der Schubspannung t übertragene Kraft ist.

E.2 Fall ohne Verbund (ACK-Theorie)

E.2.1 Einleitung

Die erste Formulierung auf der Basis von Verbund durch Reibung zwischen Faser und Matrix geht auf AVESTON, COOPER und KELLY aus dem Jahr 1971 zurück [110]. Sie gilt für parallele, in Belastungsrichtung verlaufende Fasern unendlicher Länge. Zur Übertragung der Kräfte zwischen Faser und Matrix wird eine konstante Schubspannung angenommen. Die Spannungs-Dehnungs-Linie ist in Bild E.1 schematisch dargestellt. Die darin (für einen Rissabstand von $2x'$ beispielhaft) bezeichnete Lage der markanten Punkte wird im Folgenden hergeleitet.

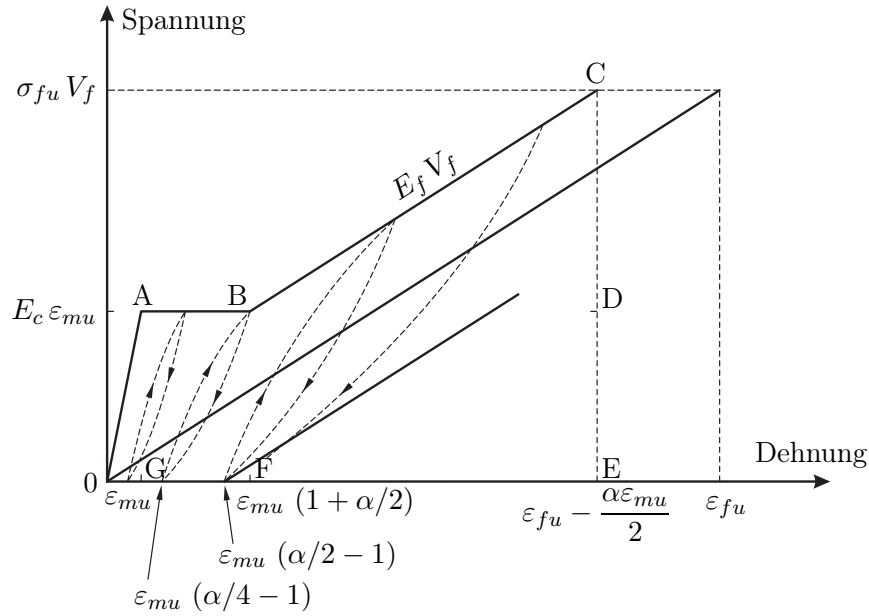


Bild E.1: Schematische Spannungs-Dehnungs-Linie (für Rissabstand $2x'$)

E.2.2 Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie

E.2.2.1 Bei Belastung

Der erste Riss unter Zugbeanspruchung tritt auf, wenn die Dehnung entweder die Bruchdehnung der Matrix oder eine Dehnung von

$$\epsilon_{mu} = \sqrt[3]{\frac{12 \tau \gamma_m E_f V_f^2}{E_c E_m^2 r V_m}} \quad (E.3)$$

erreicht, je nachdem, welcher Wert größer ist. Die Spannungs-Dehnungs-Linie ist bis zu diesem Punkt linear mit einer Steigung, die aus praktischen Gründen durch das ideale Stoffgesetz mit

$$E_c = E_m V_m + E_f V_f = E_m + (E_f - E_m) V_f \quad (E.4)$$

beschrieben werden kann. Wenn die Festigkeit der Fasern oder ihr Auszieh Widerstand groß genug sind, um der Gesamtbelastung des Verbundwerkstoffs zu widerstehen, d. h.

$$\sigma_{cu} = \left(1 - \frac{l_c}{2l}\right) \sigma_{fu} V_f \geq \sigma_{mu} V_m + \epsilon_{mu} E_f V_f, \quad (E.5)$$

findet mehrfache Rissbildung statt.

Der kritische Wert für V_f für den Übergang von der Einzerrissbildung zur fortgeschrittenen Rissbildung ist durch Gl. (E.1) gegeben. Kommt es zur mehrfachen Rissbildung, wird die Matrix durch parallele Risse mit einem Abstand zwischen x' (unterer Grenzwert) und

$2x'$ (oberer Grenzwert) geteilt. In diesem Fall ergibt sich die durch die konstante Schubspannung über das Interface übertragene Kraft durch ein einfaches Kräftegleichgewicht

$$n 2 \pi r x' \tau = \sigma_{mu} V_m \quad (\text{E.6})$$

und mit $n = V_f/(\pi r^2)$ entsprechend

$$V_f/r 2 x' \tau = \sigma_{mu} V_m. \quad (\text{E.7})$$

Durch Umstellen der Gleichung erhält man

$$x' = \frac{V_m \sigma_{mu} r}{V_f 2 \tau}. \quad (\text{E.8})$$

Wenn der Verbundwerkstoff die Bruchdehnung der Matrix erreicht, reißt die Matrix und die durch sie bis dahin getragene Last $\sigma_{mu} V_m$ wird auf die Fasern übertragen (Punkt A in Bild E.1). Diese zusätzliche Beanspruchung führt zu einer höheren Dehnung in den Fasern. Durch die angenommene konstante Schubspannung τ wird diese Belastung beiderseits der Rissufer über die Länge x' eingetragen. Dadurch verändert sich die zusätzliche Belastung in den Fasern linear – von Null am Ende der Lasteinleitungslänge (Entfernung x' vom Rissufer) zu einem Höchstwert von $\sigma_{mu} V_m/V_f$ am Rissufer. Die mittlere zusätzliche Dehnung auf $2x'$ beträgt damit $\alpha \varepsilon_{mu}/2$ (Bild E.2(a)), dabei ist ε_{mu} die Bruchdehnung der Matrix und $\alpha = E_m V_m/(E_f V_f)$.

Hat die Matrix einen gut definierten Einzelwert der Bruchdehnung, setzt sich die Rissbildung bei einer konstanten Spannung von $E_c \varepsilon_{mu}$ fort, bis die Matrix in eine Folge von Stücken mit einer Länge zwischen x' und $2x'$ zerbrochen ist (Punkt B in Bild E.1). Auch für die untere Grenze des Rissabstandes x' ist die maximale zusätzliche Belastung der Fasern am Rissufer wie zuvor $\sigma_{mu} V_m/V_f$, aber die maximale Länge, über die diese Beanspruchung in die Matrix eingeleitet werden kann, ist auf $x'/2$ reduziert, also kann nur die Hälfte der zusätzlichen Belastung in die Matrix übertragen werden. Die mittlere zusätzliche Dehnung für die Strecke x' erhöht sich deshalb auf $3/4 \alpha \varepsilon_{mu}$ (Bild E.2(a)). Die zusätzliche Dehnung ist unabhängig von der Anzahl der Risse.

Die Gesamtdehnung bei abgeschlossener Rissbildung ε_{mc} (Punkt B in Bild E.1) beträgt

$$\varepsilon_{mu} \left(1 + \frac{\alpha}{2}\right) < \varepsilon_{mc} < \varepsilon_{mu} \left(1 + \frac{3\alpha}{4}\right). \quad (\text{E.9})$$

Eine weitere Erhöhung der Belastung des Verbundwerkstoffs führt nur noch zu einer Erhöhung der Dehnung der Fasern, bis diese an der maximal beanspruchten Stelle zwischen zwei Rissufern ihre Bruchdehnung erreichen (Bild E.3). Die Matrix übernimmt wegen der konstanten Schubspannung τ keine weiteren Lasten mehr, damit nimmt der Elastizitätsmodul der Probe den Wert $E_f V_f$ an. Der Verbundwerkstoff wird bei einer Spannung $\sigma_{fu} V_f$ und einer Dehnung ε_{cu} versagen, die durch

$$\left(\varepsilon_{fu} - \frac{\alpha \varepsilon_{mu}}{2}\right) < \varepsilon_{cu} < \left(\varepsilon_{fu} - \frac{\alpha \varepsilon_{mu}}{4}\right) \quad (\text{E.10})$$

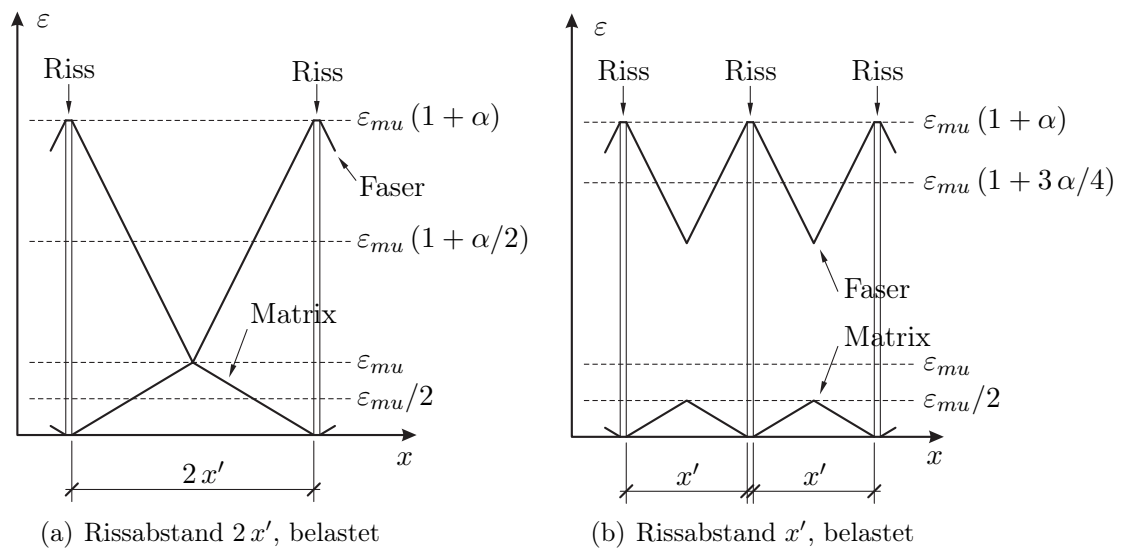


Bild E.2: Dehnungsverteilung nach der Rissbildung in der Matrix

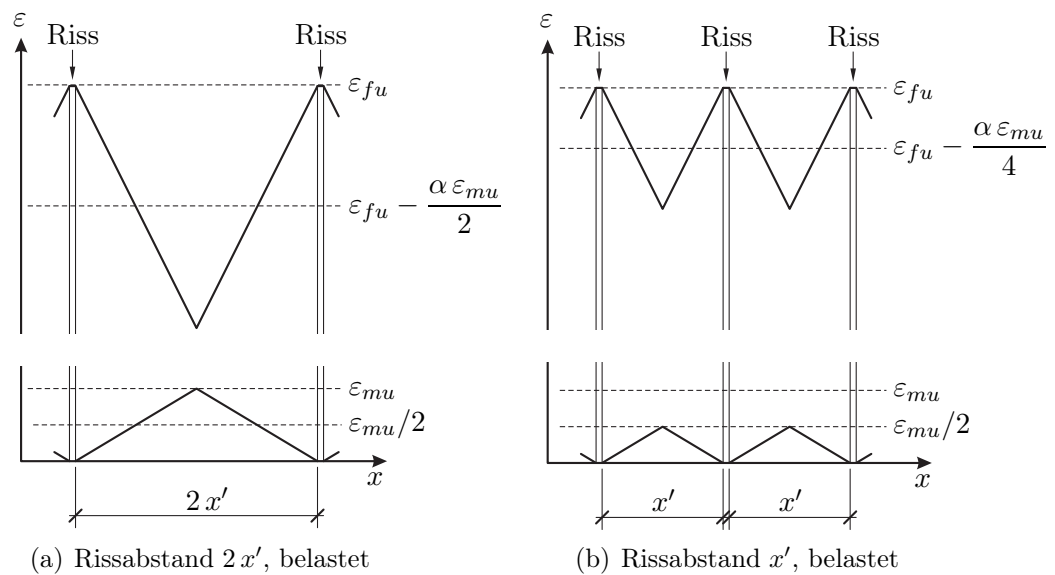


Bild E.3: Dehnungsverteilung beim Erreichen des Bruchzustandes

gegeben ist. Die Dehnungsverteilung für Fasern und Matrix bei Erreichen des Punktes C in Bild E.1 ist für einen Rissabstand von $2x'$ in Bild E.3 a und für einen Rissabstand von x' in Bild E.3 b dargestellt.

Der mittlere Rissabstand liegt nach Abschnitt 4.6.1 beim 1,337-fachen der Verbundlänge. Die zusätzliche Spannung in den Fasern beträgt damit zwischen $\sigma_{mu}(V_m/V_f)$ am Rissufer und $\sigma_{mu}(V_m/V_f)(1 - 1,337/2)$ im Abstand $(1,337/2)x'$ vom Rissufer. Die Gesamtdehnung bei abgeschlossener Rissbildung beträgt dann

$$\varepsilon_{mc} = \varepsilon_{mu}(1 + 0,666a). \quad (\text{E.11})$$

Eine weitere Verlängerung des Verbundwerkstoffs nach Abschluss der Rissbildung führt zu einer stärkeren Dehnung der Fasern. Diese schlüpfen durch die Matrix, welche keine zusätzlichen Lasten mehr übernehmen kann. Der Elastizitätsmodul des Elements entspricht dann $E_f V_f$. Der Verbundwerkstoff wird bei einer Spannung von

$$\sigma_{cu} = \left(1 - \frac{l_c}{2l}\right) \sigma_{fu} V_f \quad (\text{E.12})$$

und einer Dehnung von

$$\varepsilon_{cu} = \left(1 - \frac{l_c}{2l}\right) \varepsilon_{fu} - 0,334a\varepsilon_{mu} \quad (\text{E.13})$$

versagen. Prinzipiell kann man einen Wert für τ aus gemessenen Rissbreiten C ermitteln, indem man Gleichung E.8 benutzt, $C = 1,337x'$ setzt und mit der Methode von DAVIDGE und TAPPIN [203] einen Wert für γ_m ermittelt. Damit lässt sich dann mit Gleichung E.3 ein Wert für ε_{mu} bestimmen und dann mit den Gleichungen E.11 bis E.13 die ganze Spannungs-Dehnungs-Linie zeichnen.

E.2.2.2 Bei Entlastung

Aus der Annahme, dass für eine Verschiebung zwischen Faser und Matrix eine Reibungskraft in der Kontaktfläche überwunden werden muss, folgt, dass es bei Entlastung von einer Dehnung größer als ε_{mu} (rechts von Punkt A in Bild E.1) zur Hysterese kommt, verbunden mit einer bleibenden Verformung auch bei vollständiger Entlastung der Probe.

Die Situation bei Entlastung von dem Niveau, das zur Rissbildung nach Bild E.2 geführt hat, ist für das angenommene konstante τ in Bild E.4 illustriert. Schlupf tritt über eine zunehmende Länge x vom Rissufer auf und für einen Rissabstand von $x = 2x'$ stellt sich die in Bild E.4 a dargestellte Situation ein. Einer mittleren Dehnung der Fasern von $\alpha\varepsilon/4$ steht eine mittlere Stauchung der Matrix von $\varepsilon_{mu}/4$ gegenüber. Im Bereich $x = x'$ bis $x = x'/2$ vom Riss ist die Entlastung rein elastisch. Die mittlere Dehnung des Verbundwerkstoffs nimmt also den Wert $\varepsilon_{mu}(1/4 + \alpha/8)$ an. Entsprechend ergibt sich für einen Rissabstand von x' ein Wert von $\varepsilon_{mu}(1/4 + \alpha/4)$ für die Gesamtdehnung bei vollständiger Entlastung der Probe (Bild E.4 b).

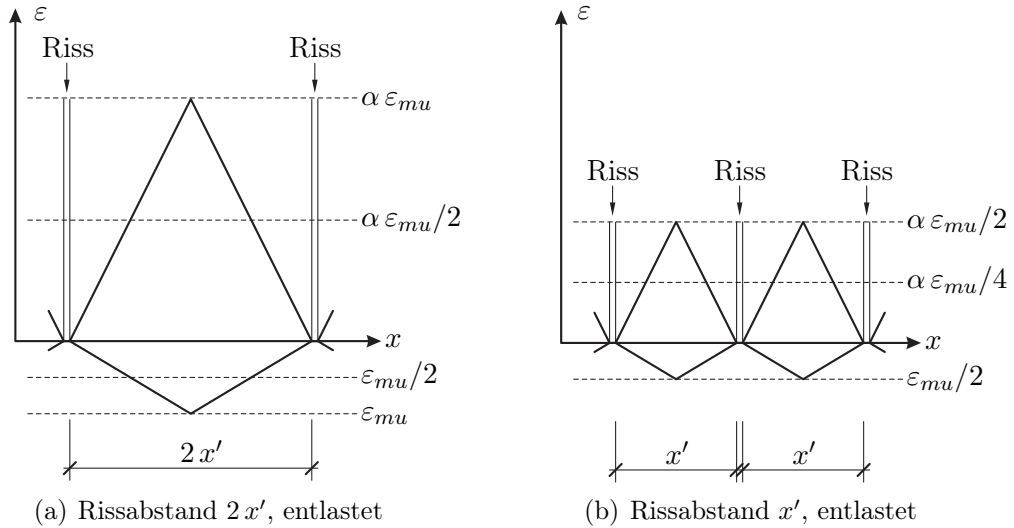


Bild E.4: Dehnungsverteilung nach der Entlastung

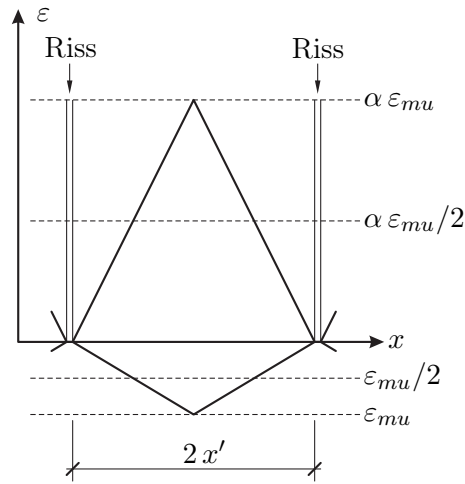


Bild E.5: Dehnungsverteilung nach der Entlastung (Rissabstand $2x'$)

Bei einer Entlastung von einem höheren Lastniveau nach Bild E.3 vergrößert sich die Gesamtdehnung für einen Rissabstand von $2x'$ nach Bild E.5 auf $\epsilon_{mu}(1/2 + \alpha/2)$, da die Entlastung im Bereich $x = x'/2$ bis $x = x'$ vom Rissufer nicht elastisch verläuft, sondern hier ebenfalls der Schlupf stattfindet.

Sind weniger als $1/2 x'$ Risse pro Längeneinheit vorhanden, beträgt die zusätzliche Dehnung durch Rissbildung damit

$$\frac{p}{1/2 x'} \cdot \frac{\alpha \epsilon_{mu}}{2} = p x' \alpha \epsilon_{mu} \quad (\text{E.14})$$

und damit die gesamte Dehnung $\epsilon_{mu} (1 + p x' \alpha)$. Die bleibende Dehnung nach der Entlastung beträgt $p x' \alpha \epsilon_{mu}/2$ – das entspricht der halben zusätzlichen Dehnung durch die Rissbildung.

Wenn die Dehnung der Probe wesentlich größer als $\varepsilon_{mu}(1 + \alpha/2)$ wird, nachdem die Matrix in Stücke der Länge $2x'$ zerbrochen ist, ist die Dehnung in den Fasern viel größer als in der Matrix über die gesamte Länge $2x'$, so dass bei Entlastung die Dehnung der Matrix zwischen den Rissufern und $-\varepsilon_{mu}$ im Abstand x' vom Rissufer variiert. Damit ist die maximale mittlere Dehnung nach einer Entlastung $\alpha \varepsilon_{mu}/2 - \varepsilon_{mu}/2$.

E.2.2.3 Bei Ent- und Wiederbelastung

Die anfängliche Neigung der Spannungs-Dehnungs-Linie bei Entlastung und bei Wiederbelastung beginnt immer mit dem Grenzwert E_c , verringert sich aber kontinuierlich, da eine zunehmende Länge der Fasern in der Matrix schlüpft. Die Steigung am Ende (der Ent- oder Wiederbelastung) wird zwischen E_c und $E_f V_F$ variieren, abhängig vom Rissabstand und der maximalen Dehnung der Probe vor der Entlastung. Zum Beispiel: Wenn der Rissabstand $2x'$ beträgt und die Probe von einer Dehnung $\varepsilon_{mu}(1 + \alpha/2)$ entlastet wird, so nimmt die Schlupflänge unmittelbar vor der vollständigen Entlastung den Wert $x'/2$ an. Dieser Bereich verhält sich – wie oben gezeigt – mit einem E-Modul von $E_f V_f$. Der verbleibende Anteil – in diesem Beispiel ebenfalls eine Länge von $x'/2$ – verhält sich rein elastisch mit dem Wert E_c für die Gradienten.

Der gemeinsame E-Modul E_0 für zwei Materialien in einer Reihe mit einer konstanten Querschnittslänge x_1 und x_2 und den E-Modulen E_1 und E_2 errechnet sich zu

$$E_0 = \frac{E_1 E_2 (x_1 + x_2)}{x_1 E_2 + x_2 E_1}, \quad (\text{E.15})$$

damit wird der E-Modul für einen Rissabstand von $2x'$ zum Ende der Entlastung genau

$$E_0 = \frac{2 E_c E_f V_f}{E_c + E_f V_f} = \frac{E_c}{1 + \alpha/2}. \quad (\text{E.16})$$

Sind weniger als $p < 1/(2x')$ Risse pro Längeneinheit vorhanden, so hat die Länge von $2px'$ einen E-Modul nach Gl. E.16 und die verbleibende Länge $1 - 2px'$ einen E-Modul E_c . Der kombinierte E-Modul E_0 für die gesamte Länge wird damit zu

$$E_0 = \frac{E_c}{\left(1 + \frac{\alpha}{2}\right) \left(2px' + \frac{1 - 2px'}{1 + \alpha/2}\right)}. \quad (\text{E.17})$$

Bis jetzt wurde zur einfachen Handhabung angenommen, dass die Bruchdehnung der Matrix ε_{mu} ein fester Wert sei. Das kann praktisch nicht sein, da unbewehrter Beton eine veränderliche Festigkeit entlang einer Länge zeigt (im Weibullschen Sinne), die einer Delta-Funktion entspricht. Es gibt einen Bereich auftretender Bruchdehnungen. Das idealisierte Spannungs-Dehnungs-Diagramm aus Bild E.1 muss daher durch das in Bild E.6 ersetzt werden. Dieses zeigt unmittelbar nach dem Erreichen von Punkt B eine Anzahl Risse, die wesentlich kleiner als $(2x')^{-1}$ ist, wobei x' durch $\alpha E_f \varepsilon_{mu} r/2\tau$ mit ε_{mu}

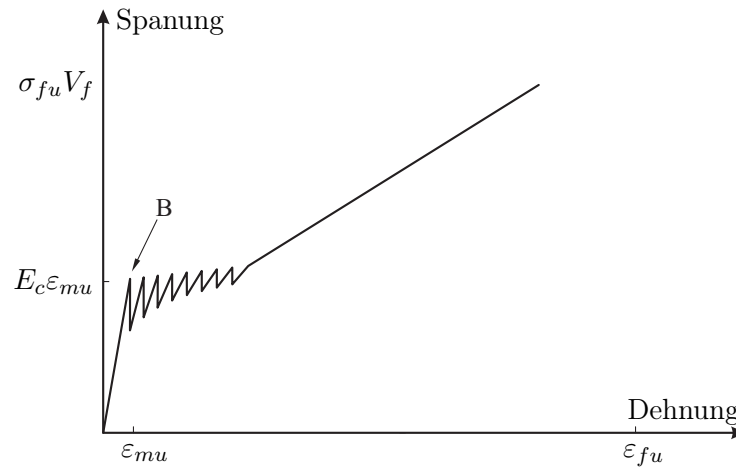


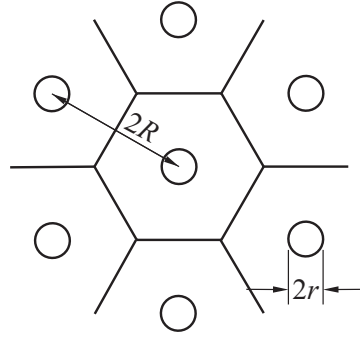
Bild E.6: Spannungs-Dehnungs-Linie mit Rissbildung für eine Matrix, die eine mit der Länge variable Festigkeit hat

durch ϵ_c am Punkt B gegeben ist. Danach sind x' und p Funktionen von ϵ_c und die Rissbildung setzt sich fort, bis

$$p(\epsilon_c) 2 x'(\epsilon_c) = 1 \quad (\text{E.18})$$

ist. Größere Dehnungen führen zu keiner weiteren Rissbildung in der Matrix. Die verbleibende Dehnung bei einer Entlastung von geringerem als durch Gl. E.18 gegebenen Niveau wird durch die Bruchdehnung der Matrix bei Bildung des letzten Risses bestimmt. Der kleinste Rissabstand ist durch x' mit ϵ_{mu} gleich der Dehnung des Verbundwerkstoffs vor der Entlastung gegeben. Die verbleibende Dehnung des Objektes beträgt ungefähr $\alpha \epsilon_c / 4$ mit ϵ_c als Dehnung des Verbundwerkstoffs am Punkt, von dem entlastet wurde.

Es ist klar, dass der Verbundwerkstoff während des Rissbildungsprozesses unter steigender Belastung irreversibel Energie absorbiert. Im Gegensatz zur Einzelrissbildung – wo die gesamte Energieaufnahme in unmittelbarer Umgebung der Rissufer auftritt – findet dieser Prozess im gesamten Körper statt. Verbundwerkstoffe, die unter mehrfacher Rissbildung versagen, haben daher die wünschenswerten positiven Eigenschaften von kalthärtenden Metallen. Sie sind in der Lage, bis zum Erreichen der Tragfähigkeit bei steigender Belastung Energie zu absorbieren.


 Bild E.7: Angenommene Geometrie zur Ableitung von H nach [111]

E.3 Fall mit Verbund (AK-Theorie)

Für den Fall mit Verbund ist τ in Gl. E.2 nicht mehr unabhängig von y . Nachdem der erste Riss in der Matrix entstanden ist, wird eine zusätzliche Spannung

$$\Delta\sigma_0 = \frac{\sigma_a}{V_f} - \varepsilon_{mu} E_f \quad (\text{E.19})$$

auf die Fasern übertragen, wobei σ_a die aufgebrachte Spannung ist. Diese *zusätzliche Spannung* hat ihren Maximalwert $\Delta\sigma_0$ am Rissufer und wird mit zunehmender Entfernung von der Rissoberfläche kleiner. AVESTON und KELLY haben hergeleitet, dass

$$\Delta\sigma = \Delta\sigma_0 \exp(-\sqrt{\phi}y) \quad (\text{E.20})$$

mit

$$\sqrt{\phi} = \sqrt{\left(\frac{2 G_m E_c}{E_f E_m V_m}\right)} \frac{1}{r \sqrt{\ln(R/r)}}. \quad (\text{E.21})$$

R ist der radiale Abstand vom Mittelpunkt der Faser, an dem die Verschiebung der Matrix gleich der mittleren Verschiebung der Matrix ist (Bild E.7). Die Schubspannung am Interface zwischen Fasern und Matrix ergibt sich zu

$$\tau = \frac{r}{2} \Delta\sigma_0 \sqrt{\phi} \exp(-\sqrt{\phi}y). \quad (\text{E.22})$$

Die Schubspannung am Interface ist von $\Delta\sigma_0$ und von den elastischen Konstanten abhängig. Sie verringert sich mit zunehmendem Abstand y von der Rissoberfläche rapide. Da $\sqrt{\phi}$ umgekehrt abhängig vom Faserdurchmesser ist, ist τ unabhängig von der Fasergröße.

Aus Gl. E.22 und Gl. E.2 kann man die Kraft ermitteln, die im Abstand l vom Rissufer in die Matrix übertragen wird. Durch Einsetzen von Gl. E.22 in Gl. E.2 und Integration erhält man

$$F = V_f \Delta\sigma_0 \left[1 - \exp(-\sqrt{\phi}l)\right]. \quad (\text{E.23})$$

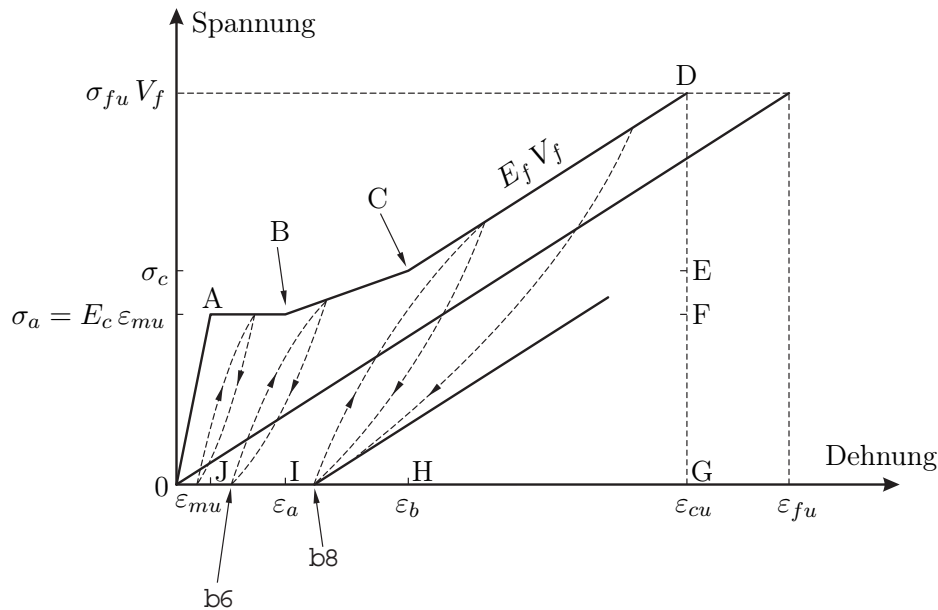
Es ist offensichtlich, dass, wenn $\Delta\sigma_0$ gerade so groß wie beim Bruch der Matrix – also $\sigma_{mu}(V_m/V_f)$ – wird, nur ein einziger Riss entsteht. Eine kleine Erhöhung von $\Delta\sigma_0$ führt zur Entstehung weiterer Risse im Abstand zwischen l und $2l$. Setzt man $F = \sigma_{mu} V_m$, erhält man mit Hilfe von Gl. (E.23)

$$l = -\frac{1}{\sqrt{\phi}} \ln \left\{ 1 - \frac{\sigma_{mu} V_m}{\Delta\sigma_0 V_f} \right\} \quad \text{für} \quad \Delta\sigma_0 \geq \frac{\sigma_{mu} V_m}{V_f} . \quad (\text{E.24})$$

Wenn $\Delta\sigma_0$ größer als ein paar mal $\sigma_{mu}(V_m/V_f)$ wird, reduziert sich Gl. (E.23) auf

$$l = \frac{1}{\sqrt{\phi}} \frac{\sigma_{mu} V_m}{\Delta\sigma_0 V_f} . \quad (\text{E.25})$$

Diese Gleichung ist identisch mit Gl. (E.8), wenn man τ' durch $(\Delta\sigma_0/2) \sqrt{\phi} r$ ersetzt. Die Werte für ϕ sind von den angenommenen Werten für R in Gl. (E.21) abhängig.

Bild E.8: Schematische Spannungs-Dehnungs-Linie (für Rissabstand $2x$)

E.4 Theorie von Ohno und Hannant (OH-Theorie)

E.4.1 Einleitung

Von OHNO und HANNANT wurden umfangreiche Untersuchungen zum Tragverhalten von fibrilliertem Polypropylen als Bewehrung in einer zementgebundenen Matrix durchgeführt [96, 113]. Während der Belastung des Verbundwerkstoffs wurde festgestellt, dass sich innerhalb des Faserquerschnitts in Längsrichtung eine Grenzfläche ausbildet, an der sich Teile des Faserquerschnitts gegeneinander verschieben. Dieses sogenannte Schlupphänomen konnte durch lichtmikroskopische Aufnahmen auch erstmals nachgewiesen werden (Bild 4.2). Der Faserquerschnitt wird anhand der Schlupfebene in zwei Gruppen von Fasern unterteilt. Der Anteil innerhalb der Schlupfebene wird als Kernfaser bezeichnet, der Anteil zwischen Schlupfebene und der Matrix als Randfaser.

Bild E.8 zeigt den prinzipiellen Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie, wie er sich nach dieser Theorie ergibt. Folgende Vereinfachungen werden für die Modellierung angenommen:

1. Der Werkstoff folgt bis zur Erstrissbildung dem ideellen Verbundgesetz und verhält sich wie ein elastischer Körper.
2. Nach der Rissbildung tritt Schlupf auf, dabei verschieben sich Matrix und Faser gegeneinander.
3. Die Fasern innerhalb der Schlupffläche (Kernfasern) und die außerhalb (Randfasern) bewegen sich unabhängig.

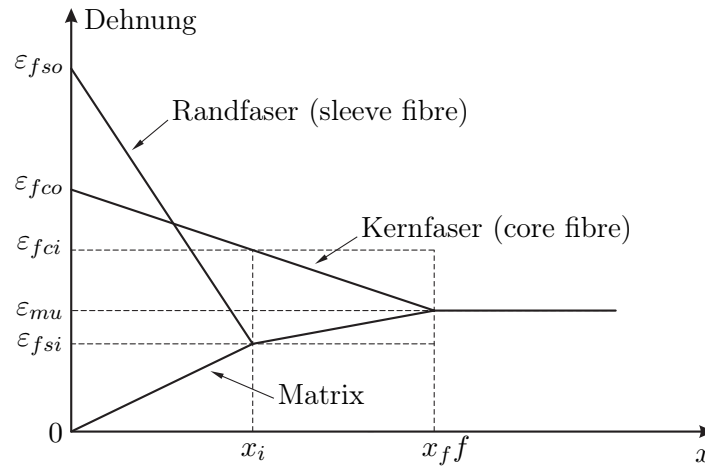


Bild E.9: Dehnungsverteilung bei Erstrissbildung

4. Die Kraftübertragung an der Faser-Matrix-Grenzfläche und an der Faser-Faser-Grenzfläche erfolgt je Grenzfläche durch die Übertragung einer konstanten (Schub-) Spannung pro Flächeneinheit.
5. Die (Schub-)Spannungen an der Faser-Matrix-Grenzfläche sind größer als die an der Faser-Faser-Grenzfläche.

Der Punkt A der Spannungs-Dehnungs-Linie kennzeichnet die Erstrissbildung. Vereinfachend wird angenommen, dass sich der Erstriss mit Erreichen der Betonbruchdehnung im Verbundwerkstoff einstellt. Nach dem ersten Riss stellt sich in der Nähe des Risses die Dehnungsverteilung nach Bild E.9 ein.

E.4.2 Gleichungssystem für Punkt B

Bei weiterer Dehnung der Probe wird der Punkt B und damit der Dehnungszustand nach Bild E.10 mit dem Rissabstand $2x_{ff}$ erreicht. Kennzeichnend ist, dass mittig zwischen den Rissen die Schlupflänge der Kernfaser den Wert x_{ff} erreicht. Zur Formulierung des Gleichungssystems werden vier Gleichgewichtsbedingungen und zwei Verträglichkeitsbedingungen herangezogen.

1. Übertragung der Schubspannungen zwischen Matrix und Randfaser im Bereich $x = 0$ bis $x = x_1$ (die Kraft in der Matrix bei $x = x_1$ geht im Bereich vom Rissufer $x = 0$ bis $x = x_1$ auf die Faser über)

$$\tau_{mf} P_{mf} x_1 \frac{V_f}{A_f} - E_m V_m \varepsilon_{fs1} = 0 \quad (\text{E.26})$$

2. Schubspannungsübertragung zwischen Rand- und Kernfaser im Bereich $x = 0$ bis $x = x_2 = x_{ff}$ (Belastungszuwachs in der Kernfaser ist gleich der Kraft, die durch eine konstante Schubspannung über die Länge x_{ff} eingetragen wird)

$$\tau_{ff} P_f x_{ff} \frac{V_f}{A_f} - (1 - k) V_f E_f (\varepsilon_{fco} - \varepsilon_{mu}) = 0 \quad (\text{E.27})$$

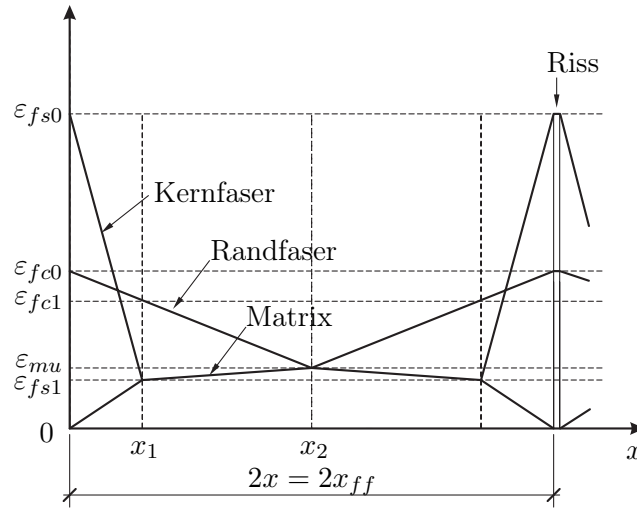


Bild E.10: Dehnungsverteilung am Punkt B bei Rissabstand $2x = 2x_{ff}$

3. Kräftegleichgewicht im Schnitt $x = 0$ und im Schnitt $x = x_2 = x_{ff}$

$$[k V_f \varepsilon_{fs0} + (1 - k) V_f \varepsilon_{fc0}] E_f = \varepsilon_{mu} E_c \quad (\text{E.28})$$

4. Kräftegleichgewicht im Schnitt $x = x_1$ und im Schnitt $x = x_2 = x_{ff}$

$$(1 - k) V_f E_f \varepsilon_{fc1} + k E_f V_f \varepsilon_{fs1} + E_m V_m \varepsilon_{fs1} = \varepsilon_{mu} E_c \quad (\text{E.29})$$

5. Die mittleren Dehnungen für Kern- und Randfaser sind im Bereich von $x = 0$ bis $x = x_2 = x_{ff}$ gleich groß

$$0 = (\varepsilon_{fs0} - \varepsilon_{mu}) x_{mf} + (\varepsilon_{fs1} - \varepsilon_{fc0}) x_{ff} \quad (\text{E.30})$$

6. Die Dehnung ε_{fc1} berechnet sich wie folgt:

$$\varepsilon_{fc1} = \frac{\varepsilon_{fc0} - \varepsilon_{mu}}{x_{ff}} (x_{ff} - x_1) + \varepsilon_{mu} \quad \text{oder} \quad \varepsilon_{fc1} = \varepsilon_{fc0} - \frac{\varepsilon_{fc0} - \varepsilon_{mu}}{x_{ff}} x_1 \quad (\text{E.31})$$

Als Lösung des Gleichungssystems sind die folgenden Größen gesucht:

$$x_{ff}, x_1, \varepsilon_{fs0}, \varepsilon_{fc0}, \varepsilon_{fc1} \text{ und } \varepsilon_{fs1}$$

Zu den bekannten Ausgangsgrößen gehören:

$$P_{sf}, E_m, E_f, E_c, A_f, V_m, V_f, k, \tau_{ff}, \tau_{mf} \text{ und } \varepsilon_{mu}$$

Als Randbedingungen können folgende Zusammenhänge verwendet werden:

$$V_m + V_f = 1; E_c = E_m V_m + E_f V_f; 0 < k < 1; \tau_{ff} < \tau_{mf};$$

Damit sind alle notwendigen Informationen zur Lösung des Gleichungssystems vorhanden.

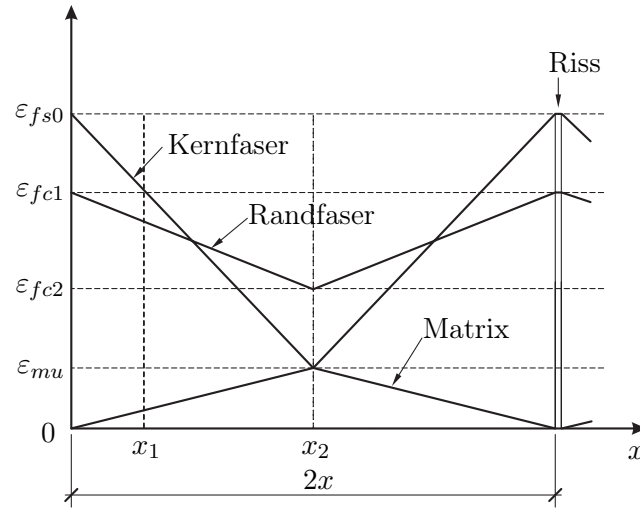


Bild E.11: Dehnungsverteilung am Punkt C bei Rissabstand $2x = 2x_{mf}$

E.4.3 Gleichungssystem für Punkt C

Der Punkt C beschreibt den Zustand der abgeschlossenen Rissbildung. Das heißt, die Zugfestigkeit des Betons kann in den verbleibenden Bruchstücken an keiner Stelle mehr erreicht werden. Entsprechend Bild E.11 ergeben sich die folgenden Gleichungen:

1. Übertragung der Schubspannungen zwischen Matrix und Randfaser im Bereich $x = 0$ bis $x = x_f$ (die Kraft in der Matrix bei $x = x_f$ geht in den Bereich vom Rissufer $x = 0$ bis $x = x_f$ auf die Faser über)

$$\tau_i P_i x_i \frac{V_f}{A_f} - E_m V_m \varepsilon_{mu} = 0 \quad (\text{E.32})$$

2. Schubspannungsübertragung zwischen Rand- und Kernfaser im Bereich $x = 0$ bis $x = x_f$ (Belastungszuwachs in der Kernfaser ist gleich der Kraft, die durch eine konstante Schubspannung über die Länge x_f eingetragen wird)

$$\tau_f P_f x_i \frac{V_f}{A_f} - (1 - k) V_f E_f (\varepsilon_{fco} - \varepsilon_{fci}) = 0 \quad (\text{E.33})$$

3. Kräftegleichgewicht im Schnitt $x = 0$ und im Schnitt $x = x_f$

$$E_f V_f (k \varepsilon_{fso} + (1 - k) \varepsilon_{fco}) = E_f V_f ((1 - k) \varepsilon_{fci} + k \varepsilon_{mu}) + E_m V_m \varepsilon_{mu} \quad (\text{E.34})$$

4. Die mittleren Dehnungen für Kern- und Randfaser sind im Bereich von $x = 0$ bis $x = x_f$ gleich groß

$$0 = (\varepsilon_{fso} + \varepsilon_{mu}) - (\varepsilon_{fco} - \varepsilon_{fci}) \quad (\text{E.35})$$

5. Die Dehnung ε_{fci} berechnet sich wie folgt:

$$\varepsilon_{fs0} = (1 - (1 - \beta) \alpha / k) \varepsilon_{mu} \quad (\text{E.36})$$

mit $\alpha = E_m V_m / E_f V_f$, $\beta = P_f \tau_f / P_i \tau_i$ und $k = V_{fs} / V_f$.

Von OHNO & HANNANT wird in [96, 113] eine geschlossene Lösung für den einen Rissabstand von $1,364x$ angegeben:

$$\varepsilon_a = (1 + 0,659\Gamma\alpha)\varepsilon_{mu} \quad (\text{E.37})$$

mit

$$\Gamma = \frac{\alpha\beta - \sqrt{k\beta(1+\alpha)(\alpha - \alpha\beta + k)/(1-k)}}{\alpha\beta - k(\alpha + 1)}, \quad \alpha = \frac{E_m V_m}{E_f V_f} \quad \text{und} \quad \beta = \frac{P_f \tau_f}{P_i \tau_i}$$

und

$$\varepsilon_b = \left(1 + 0,659 \frac{\alpha(1-\beta)}{k}\right) \varepsilon_{mu} \quad \text{bzw.} \quad \sigma_b = E_f V_f \varepsilon_{mu} (1 - \Psi\alpha) \quad (\text{E.38})$$

mit

$$\Psi = \frac{1-\beta}{2k} + \frac{1}{2} = \frac{1-\beta+k}{2k}.$$

Nach Punkt C kann keine weitere Last mehr an die Matrix übertragen werden. Weitere Dehnungen werden durch die Kern- und Randfasern aufgenommen, die Spannungs-Dehnungs-Linie hat dementsprechend einen Anstieg von $E_f V_f$ wie auch schon bei der ACK-Theorie.

E.4.4 Erweiterung des Modells

Berechnungen von OHNO und HANNANT zeigen, dass nach der vorgestellten Theorie die Randfasern bei Erreichen des Punktes B über ihre Bruchdehnung hinaus belastet sein würden [113]. Sie schlagen deshalb vor, die Berechnungen ab dem Punkt B unter der Annahme eines abgeminderten Faservolumengehaltes durchzuführen.

E.4.5 Bemerkungen

Die von OHNO & HANNANT in [96, 113] vorgestellte Lösung ist in einigen Punkten widersprüchlich:

Tabelle E.1: Ergebnisse von Vergleichsrechnungen für die Dehnung des Verbundwerkstoffes am Punkt A mit der Lösung von OHNO und HANNANT und einer numerischen Lösung des Gleichungssystems bei jeweils gleichen Eingangsdaten

V_f [%]	Lösungsweg	Rissabstand		
		x	$1,364x$	$2x$
4,9	Ohno/Hannant	0,01698	0,01496	0,01142
	numerisch	0,01777	0,01522	0,01142
	Differenz	4,65 %	1,70 %	–
6,2	Ohno/Hannant	0,01354	0,01193	0,00913
	numerisch	0,01416	0,01214	0,00913
	Differenz	4,58 %	1,77 %	–
10,8	Ohno/Hannant	0,00896	0,00792	0,00610
	numerisch	0,00937	0,00806	0,00610
	Differenz	4,58 %	1,77 %	–

- Die idealisierte Fasergeometrie ist für zwei Achsen symmetrisch. Der Grenzfläche Kernfaser-Matrix wird mit der Begründung sehr geringer übertragbarer Schubspannung der Wert 0 zugewiesen. Entsprechend wurde diese Grenzfläche beim Herleiten des Gleichungssystems vernachlässigt.

Beim Vergleich mit Versuchsergebnissen wird für die Kernfaser-Matrix-Grenzfläche jedoch eine übertragbare Schubspannung von 1 MPa angenommen und der Randfaser-Matrix-Grenzfläche zugeordnet.

- Soweit es sich aus den Abbildungen und den genannten Zahlenwerten erkennen lässt, wurden in jedem der Beispiele für den Vergleich von Theorie und Versuch verschiedene Fasergeometrien angenommen, die auch nicht mit der maßlich vorgestellten Modellfaser übereinstimmen.
- OHNO zeigt in [96] für den Rissabstand von $2x$ die Vorgehensweise zur Lösung des aufgestellten Gleichungssystems. Anschließend wird ohne Lösungsschritte eine Lösung für den Rissabstand $1,364x$ angegeben.

In eigenen Analysen wurde festgestellt, dass sich das Gleichungssystem für einen Rissabstand von $2x$ relativ einfach lösen lässt. Dabei ergeben sich zwei mögliche Lösungen, von denen eine ausgeschlossen werden kann. Dies wurde auch von OHNO in [96] so dokumentiert. Ersetzt man jedoch den Faktor 2 für den Rissabstand durch eine Variable, so sind bestimmte Vereinfachungen bei der Lösung nicht mehr möglich. Eine geschlossene Lösung gelang dann nicht mehr.

Aus diesem Grund wurde die von OHNO angegebenen Lösung anhand von Zahlenbeispielen aus [113] mit eigenen Berechnungen durch numerische Lösung des Gleichungssystems verglichen. Das Ergebniss zeigt Tabelle E.1. Für einen Rissabstand von $2x$ stimmen die Ergebnisse in allen Fällen überein. Für die Rissabstände von $1x$ und $1,364x$ müssen jedoch deutliche Abweichungen festgestellt werden.

Das Gleichungssystem ist also bei einem Rissabstand abweichend von $2x$ für den allgemeinen Fall eines Rissabstandes $x \leq f_a \leq 2x$ aufzustellen und zu lösen.

Folglich muss festgehalten werden, dass die von OHNO und HANNANT angegebene Lösung vermutlich nicht fehlerfrei ist. Eine Eingrenzung des Fehlers ist nicht möglich, da die der Lösung zugrunde gelegten Annahmen bzw. Vereinfachungen und der Lösungsweg nicht bekannt sind.

- Die Annahme des Versagens der Randfasern im Bereich zwischen Punkt B und C widerspricht den bei der Aufstellung des Berechnungsmodells getroffenen Annahmen. Wenn die Randfasern versagt haben, können sie nicht mehr in der angenommenen Art und Weise in das Kräftegleichgewicht eingehen. Wie mit der Annahme des Randfaserversagens eine Lösung des Gleichungssystems ermittelt wurde, ist auf der Grundlage von [96, 113] nicht nachvollziehbar.

Trotz dieser kritischen Bemerkungen an der Arbeit von OHNO und HANNANT bleiben folgende interessante Erkenntnisse:

- Bei fibrilliertem Polypropylen tritt Schlupf innerhalb der Faser auf. Dieses Phänomen beeinflusst das Spannungs-Dehnungs-Verhalten derart, dass es bei der Modellierung berücksichtigt werden muss.
- Das Schlupfphänomen beeinflusst den Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Linie signifikant.
- Durch den Schlupf kommt es zu unterschiedlichen Dehnungen in Rand- und Kernfasern. Grundsätzlich erfahren die Randfasern am Rissufer – der Stelle der größten Belastung – höhere Dehnungen als die Kernfasern. Es muss also zuerst zu einem Versagen der Randfasern kommen.
- Es ist möglich, dass die Randfasern noch vor Abschluss der Rissbildung ihre Bruchdehnung erreichen.
- Dieses vorzeitige Versagen der Randfasern muss durch das Modell berücksichtigt werden, da es einen signifikanten Einfluss hat.
- OHNO und HANNANT kommen zu der Schlussfolgerung, dass sich das Modell auch auf Glasfaserbeton anwenden lässt.

F Formelzeichen

Große lateinische Buchstaben

A Querschnittsfläche

A_k schwarze Fläche im Pixel

A_m Querschnittsfläche Matrix

A_f Querschnittsfläche Faser

A_{fc} Querschnittsfläche Kernfaser

A_{fs} Querschnittsfläche Randfaser

A_p Fläche eines Pixels

E Elastizitätsmodul allgemein

E_c Elastizitätsmodul des Verbundwerkstoffs (composite)

E_f Elastizitätsmodul der Faser (fibre)

E_m Elastizitätsmodul der Matrix (matrix)

F Kraft allgemein, Fehler

P_f Faserumfang

P_{ff} Umfang Grenzfläche Faser-Faser (OH-Theorie)

P_{mf} Umfang Grenzfläche Matrix-Faser (OH-Theorie)

S Schwellwert, Länge

U Umfang

U_m gemessener Umfang

U_r rechnerischer Umfang

V_f Volumenanteil der Faser (fibre)

V_{fc} Volumenanteil der Kernfaser (core fibre)

V_{fs} Volumenanteil der Randfaser (sleeve fibre)

V_m Volumenanteil der Matrix (matrix)

X mittlerer Rissabstand

X_p mittlerer Rissabstand bei primärer Rissbildung

X_s mittlerer Rissabstand bei sekundärer Rissbildung

Kleine lateinische Buchstaben

a Länge allgemein, Pixeldurchmesser, Querfadenabstand

b Breite oder Länge allgemein

c 1/2 Größe eines Defekts

d Dicke allgemein, Filamentdurchmesser

d_{br} Biegerollendurchmesser

f Variable allgemein

f_a Faktor für den Rissabstand als Vielfaches der Verbundlänge der Faser

f_{ct} Betonzugfestigkeit

f_k Korrekturfaktor

k Faktor allgemein

k_B Bündelfaktor

k_R Faktor für Spannungen am Rissbildungsplateau

h Höhe allgemein, Stich

l Länge allgemein

l_b Länge der Verbundstörung

l_{ch} charakteristische Länge

l_0 Verankerungslänge der Fasern

m Variable allgemein

n Variable allgemein

r Radius

t Zeitdauer allgemein

v Verschiebung allgemein

x Variable allgemein, Rissabstand

x' Einleitungslänge allgemein

x_{ff} Schlupflänge zwischen Faser und Faser

x_{mf} Schlupflänge zwischen Matrix und Faser

x_p x -Koordinate des Schwerpunktes eines Pixels

x_s x -Koordinate des Schnittpunktes

y Variable allgemein

Griechische Buchstaben

α Winkel allgemein, Faktor

β_z Zugfestigkeit des Betons (MC 90)

γ, γ_m Oberflächenenergie

η_p Packungsdichte der Filamentgarne

$\eta_{p,krit}$ kritische Packungsdichte der Filamentgarne

$\eta_{p,max}$ theoretisch maximale Packungsdichte der Filamentgarne

η_Φ Effektivitätsbeiwert

μ Querdehnzahl

ϱ Dichte

σ Spannung allgemein

σ_a Spannung am Punkt A

σ_b Spannung am Punkt B

σ_{cu} Bruchspannung Verbundwerkstoff

σ_{cr} Rissspannung Verbundwerkstoff allgemein

σ_{fu} Bruchspannung Faser

$\sigma_{fu,net}$ Netto-Bruchspannung Faser

σ_{mu} Bruchspannung Matrix

σ_{r1} Erstrissspannung (Übergang Zustand I/IIa)

σ_{rn} Spannung am Ende der Rissbildung (Übergang Zustand IIa/IIb)

ε Dehnung allgemein

ε_a Dehnung am Punkt A

ε_b Dehnung am Punkt B

ε_c Dehnung des Verbundwerkstoffes allgemein

ε_{cu} Bruchdehnung Verbundwerkstoff

ε_f Dehnung der Faser

ε_{fc} Dehnung der Kernfaser (core fibre)

ε_{fs} Dehnung der Randfaser (sleeve fibre)

ε_{fu} Bruchdehnung Faser

ε_{mu} Bruchdehnung Matrix

ε_{mc} Dehnung am Ende der Rissbildung (Übergang Zustand IIa/IIb)

ε_{ts} Zugversteifung durch die Mitwirkung des Betons

F Formelzeichen

τ Schubspannung

τ_{mf} Schubspannung zwischen Matrix und Faser

τ_{ff} Schubspannung zwischen Faser und Faser

Indizes

eff effektiver Wert

f Faser (fibre)

fc Kernfaser (core fibre)

fs Randfaser (sleeve fibre)

i allgemeiner Index

k Variable allgemein

m Matrix

R Riss allgemein

u Bruchzustand

$vorh$ vorhandener Wert

x x -Koordinate

y y -Koordinate

α winkelabhängiger Wert

0 Bezugswert